

TECHNISCHE UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG

SONDERFORSCHUNGSBEREICH 148
BRANDVERHALTEN VON BAUTEILEN

SCHLUSSBERICHT
TEILPROJEKT C3

Natürlicher Brand,
seine Einflußparameter
in kleinen und großen
Brandräumen

Ataman Haksever
Eckhard Hagen

UB Braunschweig 84



2671-2518

Page 20
D. 10

SONDERFORSCHUNGSBEREICH 148
BRANDVERHALTEN VON BAUTEILEN

SCHLUSSBERICHT
TEILPROJEKT C3

Natürlicher Brand,
seine Einflußparameter
in kleinen und großen Brandräumen

Prof. Dr.-Ing. A. Haksever, Projektleiter
Dipl.-Phys. E. Hagen

TU Braunschweig

Mai 1988



I n h a l t

Einleitung	S. 1
Ein Beitrag zum m-Faktorverfahren nach DIN 18 230	S. 9
Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im natürlichen Brand	S. 55
Modellierung der Brandentwicklung in Räumen	S. 127

Einleitung

Die Arbeiten des Teilprojekts C3 "Natürlicher Brand, seine Einflußparameter in kleinen und großen Brandräumen" im Sonderforschungsbereich 148 "Brandverhalten von Bauteilen" erstreckten sich auf die Jahre 1981 - 1986. Über den Fortgang der Forschungen und deren Zwischen-, teilweise auch Endergebnisse wurde in Arbeitsberichten, die 1983 und 1987 erstattet wurden, informiert.

Mit dem hier vorgelegten Band wird der abschließende Bericht erstattet.

Die Verfasser danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft für die großzügige Förderung und für die Ermöglichung, anschließende weitergehende Untersuchungen durchzuführen.

Als das Teilprojekt C3 konzipiert wurde, fehlten gut fundierte Kenntnisse zur Beschreibung der Zeitfunktionen bei Brandabläufen - insbesondere in größeren Brandräumen. Die Aufgabenstellung des Teilprojekts als integrierendem Teil eines bauwerk- bzw. tragwerkbezogenen Sonderforschungsbereichs umfaßte daher

- a) die Untersuchung des Brandablaufs in Großbrandräumen,
- b) die Beurteilung der Wirkung natürlicher Brände auf die umgebenden Bauteile und Baustoffe,
- c) die Überprüfung der vorhandenen Wärmebilanzmodelle anhand der Versuche.

Die wichtigsten brandbeeinflussenden Parameter in Großbrandabschnitten - beispielsweise in Industriehallen - sind noch einmal in Bild 1 zusammengestellt. Sie setzen sich zusammen aus den Brandlasten nach Art, Größe und Verteilung, den Ventilationsbedingungen im Brandraum, der Brandraumgeometrie sowie aus den thermischen Eigenschaften der umgebenden Bauteile. Diese Parameter bestimmen in gegenseitiger Interaktion die Temperaturverteilung, Energie- und Massenströme, Pyrolyseraten des Brandguts sowie die Zusammensetzung der Abgase in einem Raum während einer Brandentwicklung.

Die den natürlichen Brand beeinflussenden Parameter

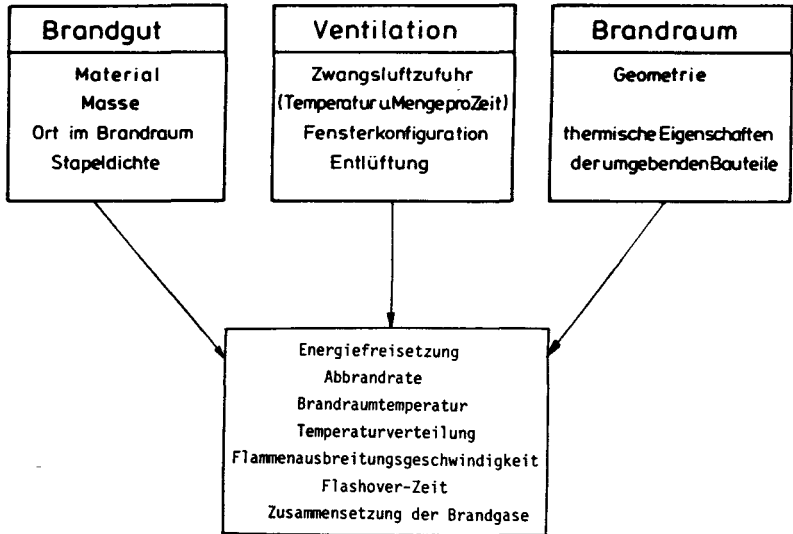


Bild 1: Einflußparameter eines natürlichen Brandes

Im grundsätzlichen Unterschied zu anderen Forschungsarbeiten aus dem Bereich der natürlichen Brände wurde in diesem Teilprojekt der Schwerpunkt auf die Erforschung der Brandphänomene in größeren Brandabschnitten unter Einbeziehung des gesamten Brandablaufs gelegt. Dieses Vorgehen war deshalb sinnvoll, da national sowie international lediglich Brände in kleineren Brandräumen oder im Labormaßstab untersucht worden sind.

Weiterhin sollten die Brandversuche eine Überprüfung der Gültigkeitsgrenze der in der Fachliteratur vorhandenen Ansätze für Wärmebilanzen ermöglichen.

In der ersten dreijährigen Förderungsperiode des Teilprojekts C3 wurden bereits Erkenntnisse und Erfahrungen über den Brandablauf in charakteristischen, jedoch wesentlich unterschiedlichen Brandräumen gewonnen. In der

folgenden, abschließenden Förderungsperiode wurde hieran angeknüpft, um durch weitere gezielte Durchführung von Brandversuchen in Großbrandräumen die speziellen Phänomene sowohl eines Vollbrandes (Post-Flashover-Phase) als auch eines Entstehungsbrandes (Pre-Flashover-Phase) wirklichkeitsnah zu erfassen. Als Material wurden bei allen Versuchen Holzkrippen verwendet.

Während der Laufzeit des Teilprojekts C3 ist es gelungen, Daten und Erkenntnisse von natürlichen Bränden mit unterschiedlichen Holzbrandlasten, Brandlastverteilungen und Ventilationsbedingungen in kleinen und großen Brandräumen zu gewinnen. Die Kleinversuche wurden in Abstimmung mit den bislang im Ausland durchgeführten Kleinversuchen geplant und als ergänzende Versuche betrachtet. In Tabelle 1 sind die vom Teilprojekt C3 in verschiedenen Brandhäusern durchgeführten Versuche zusammenfassend wiedergegeben. Aus der Tabelle können die Abmessungen und Besonderheiten der Brandräume entnommen werden.

Wie aus der Tabelle hervorgeht, konnten Versuche nicht nur in den Anlagen des Instituts für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, sondern auch bei der Amtlichen Materialprüfungsanstalt in Dortmund und beim Technical Research Center of Finland in Espoo/Helsinki durchgeführt werden.

Insbesondere der große Brandraum Espoo schuf die Grundlage, weit über die bis dahin gewonnenen Versuchserfahrungen hinausgehende Meß- und Beobachtungswerte zur Weiterverwendung in theoretisch-rechnerischen Untersuchungen zu liefern. In dieser geschlossenen Experimentierhalle mit guten Meßeinrichtungen, die durch eigene Geräte komplettiert wurden, waren geeignete Versuchsaufbauten möglich. Entsprechende Anlagen standen in der Bundesrepublik Deutschland nicht zur Verfügung. Durch die Wahl der Espoo-Halle konnten somit erhebliche Kosten gespart werden.

Die Möglichkeit der Nutzung der finnischen Versuchsanlagen und die Zusammenarbeit mit den dortigen Fachkollegen verdient nochmalige Erwähnung an dieser Stelle und den Dank für die stetige Unterstützung unserer Bemühungen.

	kleiner Brandraum Braunschweig (Tresorbrandhaus)	großer Brandraum Braunschweig (Loreley)	Brandraum "DOM" MPA Dortmund	Brandraum Espoo (klein)	Brandraum Espoo (groß)
Abmessung (LxBxH)	3,5 x 3,5 x 3,1	maximal 9,5 x 4,0 x 2,2	8,0 x 10,0 x 8,0	3,6 x 2,4 x 2,4	maximal 24,0 x 7,2 x 4,0
Besonderheiten	Messung der Abbrandrate horizontale und vertikale Zwangsventilation	Variation der Brandraum- geometrie gute Variier- barkeit der Zwangsventilation	großes Brand- raumvolumen große Raumhöhe	Messung der Abbrandrate natürliche und Zwangs- ventilation internationale Vergleich- barkeit	Variierbarkeit der Ofen- geometrie Variierbarkeit der Ventilati- onsbedingungen Bestimmung der Gesamtenergie- freisetzung über O ₂ -Ver- brauch ortsabhängige Messung der Abbrandraten
Anzahl der durchge- führten Versuche	~ 70	5	6	6	38

Tabelle 1: Brandhäuser des Teilprojekts C3

In Tabelle 2 sind die in den Versuchen gemessenen, beobachteten und abgeleiteten physikalischen Größen zusammengestellt.

1	Temperaturverteilung a) im Raum b) vor der Fassade
2	Gasanalyse a) an verschiedenen Stellen im Brandraum b) an der Ventilationsöffnung (Abgaskonzentrationen)
3	Energieströme in die Wand und Bauteile
4	Abbrandrate (örtlich)
5	Verbrauch an Sauerstoff (→ Gesamtenergiefreisetzungsrate)
6	Brandausbreitung
7	m-Faktorenuntersuchung
8	Äquivalente Branddauer
9	Optische Datensammlung a) Brandausbreitung b) Flashover c) Rauchgasdichte d) neutrale Ebene an der Öffnung e) Rauchgasschichthöhe im Brandraum

Tabelle 2: Untersuchte Größen bei den Brandversuchen in Espoo/Finnland

Durch die Auswertung und Analyse der Großbrandversuche war es möglich, den Einfluß der wichtigsten Parameter qualitativ und teilweise quantitativ zu erfassen. Die in ihrer Auswirkung auf das Brandgeschehen einander gegenseitig beeinflussenden Parameter konnten hinsichtlich ihrer Brandwirkung

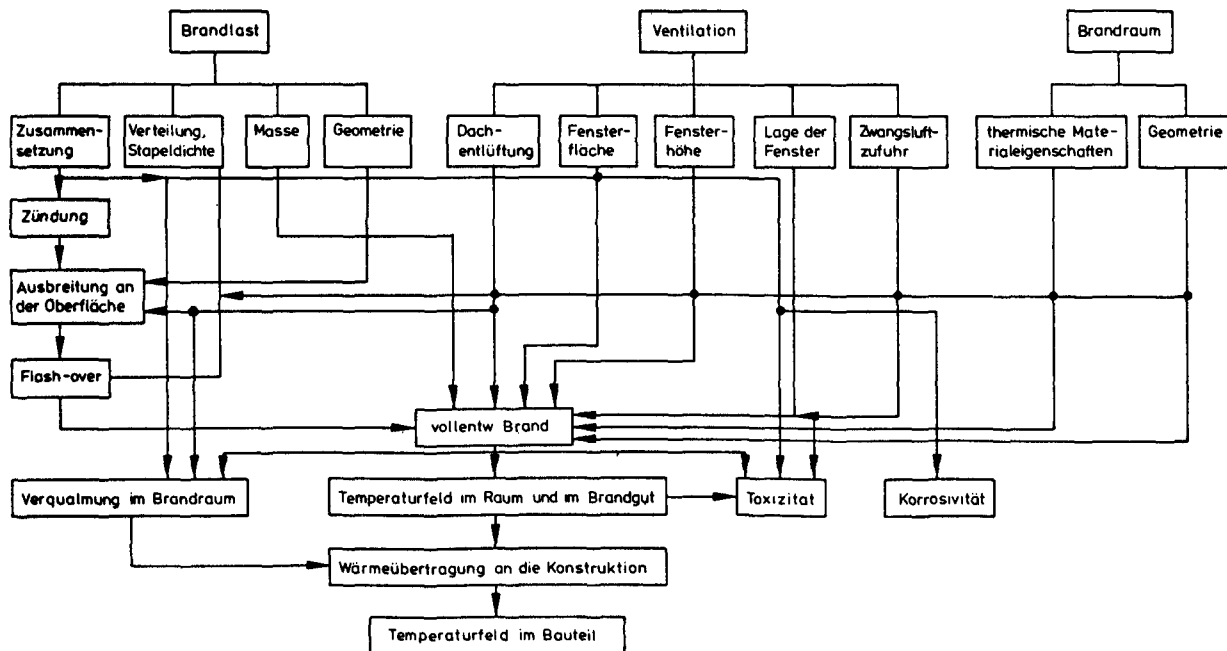


Bild 2: Die Wirkung der brandbeeinflussenden Parameter im natürlichen Brand

weitgehend entkoppelt werden. Genaue und umfassende quantitative Analysen waren nur in Einzelfällen möglich, da die zunächst einigermaßen groß erscheinende Anzahl von Versuchen, die in begrenzter Zeit durchzuführen waren, nicht ausreichte, äußere, nicht kontrollierbare Einflüsse zu eliminieren (z.B. mußten die Experimente bei Umgebungstemperaturen zwischen $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $+30\text{ }^{\circ}\text{C}$ und relativer Luftfeuchtigkeit zwischen 30 % und 90 % durchgeführt werden. Entsprechend schwankten die Feuchtegehalte sowohl der Holzkrippen als auch der Brandraum-Umhüllungsbauteile).

Bild 2 zeigt schematisch die oben erwähnte Verflechtung der Parameter, die den Brandverlauf und seine Wirkung auf das Bauwerk beeinflussen.

Der vorliegende Schlußbericht besteht aus drei Einzelbeiträgen.

Im ersten wird versucht, anhand der gewonnenen Versuchsergebnisse den Einfluß des Brandraums auf das Abbrandverhalten der Brandlast zu beschreiben. Die wirklichkeitsnähere Anwendung von Berechnungsverfahren mit äquivalenter Branddauer, speziell der Berechnung nach DIN 18 230, wäre damit möglich. Hierzu werden Umrechnungsfaktoren zum Abbrandfaktor m entwickelt.

Im zweiten Beitrag wird die thermische Wirkung des natürlichen Brandes auf Bauteile, die sich in einem Brandraum befinden oder ihn umfassen, diskutiert. Anhand von Auswertungen der in Versuchen gemessenen Größen werden Größenordnungen der Energieströme, Wärmeübergangskoeffizienten und Emissionsfaktoren vorgestellt.

Auf diesem Arbeitsgebiet mußten viele Fragen noch ungelöst bleiben. Weitere Untersuchungen wurden von der Deutschen Forschungsgemeinschaft durch Förderung des Forschungsprojekts "Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile in Brandfällen", das derzeit im Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig durchgeführt wird, ermöglicht.

Der dritte und letzte Beitrag beschreibt die Möglichkeiten der rechnerischen Modellierung von Brandabläufen in Räumen. Er gibt weiterhin einen Überblick über vorhandene Rechenprogramme, die zu diesem Thema im eigenen Haus und im Ausland entwickelt worden sind, mit kurzen Beschreibungen ihrer Grundlagen, Arbeitsweise und Anwendungsbereich.

Die zur Zeit vorliegenden Brandsimulationsmodelle sind durchaus in der Lage, für realistische Brandfälle brauchbare Ergebnisse zu errechnen. Die Berechnungen können jedoch nur dann erfolgreich sein, wenn aus Brandversuchen, die unter ähnlichen Randbedingungen wie die Rechnungen durchgeführt wurden, Ergebnisse zur Verfügung stehen. Diese werden teilweise zur Präzisierung der Eingabedaten benötigt, teilweise müssen sie dazu dienen, das Computerprogramm auf das jeweilige Problem zu "eichen".

Trotz der zur Zeit weltweit verbreiteten theoretischen Forschung auf dem Gebiet "natürlicher Brand" kann daher auf die Durchführung von Brandversuchen in einem Maßstab, der realen Brandsituationen entspricht, nicht verzichtet werden. Die Experimente müssen selbstverständlich so geplant und durchgeführt werden, daß die Ergebnisse die für die Modellbildung und die Weiterentwicklung von Modellen wesentlichen Impulse liefern.

Ein Beitrag zum m-Faktorverfahren nach DIN 18 230

von

Ataman Haksever

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung.....	4
1.1	Allgemeines.....	4
1.2	Problemstellung.....	5
1.3	Zielsetzung.....	6
1.4	Berechnungsgrundlagen.....	7
2	Bewertung von natürlichen Bränden.....	8
2.1	Bestimmung der äquivalenten Branddauer.....	8
2.2	Bewertungsfaktor "m" eines Stoffes.....	10
2.3	Verfahren zur Bestimmung des Bewertungsfaktors "m".....	11
3	Versuchsdurchführung.....	13
3.1	Versuchsstand.....	13
3.2	Problemstellung und Zielsetzung.....	15
3.3	Rechnerische Untersuchung des Brandraums nach dem Normbrand....	16
4	Kalibrierung des Brandraumes . . .	21
4.1	Brandverläufe durch den Abbrand der Einheitsbrandlasten.....	21
4.1.1	Bestimmung der Restbrandlasten.....	21
4.1.2	Entwicklung der Abbrandraten.....	24
4.1.3	Entwicklung der Heißgastemperaturen.....	27
4.2	Abhängigkeit der äquivalenten Branddauer von der Vergleichsbrandlast.....	29
4.2.1	Bestimmung der Indikatortemperaturen.....	29
4.2.2	Verlauf der äquivalenten Branddauer.....	30
4.3	Abhängigkeit der Vergleichsbranddauer von der Vergleichsbrandlast.....	31
5	Einbeziehung der durchgeführten Großversuche in das Umrechnungsverfahren.....	32
5.1	Indikatortemperaturen der durchgeführten Versuche.....	32

5.2 Ermittlung der Umrechnungsfaktoren "u" der durchgeführten Versuche.....	35
5.3 Schlußfolgerungen.....	35
6 Umrechnungsfaktoren für eine bestimmte Brandlastkonfiguration....	36
7 Anwendung des Auswerteverfahrens für die Praxis.....	38
8 Zusammenfassung.....	42
9 Literatur.....	42

1 Einleitung

1.1 Allgemeines

Eine der grundlegenden Zielsetzungen in der brandschutztechnischen Sicherheitsforschung ist die Abschätzung von Brandrisiken bei der Entwicklung eines Schadensfeuers in einem geschlossenen Raum/1/. Eine solche Abschätzung muß alle möglichen Brandlastbedingungen und die Brandbereiche, an denen der Brand entstehen kann, sowie die geometrischen und materialmäßigen Eigenschaften des Brandraumes berücksichtigen.

Der Schwerpunkt der Forschung für Raumbrände soll auch auf auf die Abschätzung der voll entwickelten Brandphase gerichtet sein, weil die Feuerwiderstandsdauer von Bauteilen bestimmt werden müssen. In verschiedenen Versuchen konnte beobachtet werden, daß im allgemeinen die Brandabläufe in zwei Abbrandphasen unterteilt werden können. In der brandlastkontrollierten Phase ist die Pyrolyserate der Brandlasten von der Größe der bestrahlten Oberfläche der Holzkrippen, bei der ventilationskontrollierten Brandphase ist die Pyrolyserate dagegen von dem Ventilationsfaktor der Brandraumgeometrie abhaengig.

THOMAS und NILSSON berichten auch von einer dritten Phase, die abhaengig von der Porösität der Holzkrippen, die entwicklung der Pyrolyserate behandeln/2,13/.

Als Grundlage ihrer Studien über die Entwicklung von Bränden in geschlossenen Räumen, haben viele Forscher gleichmäßig verteilte horizontale oder senkrechte Brandlasten benutzt. Solche Flächen haben eine deutliche Abbrand-Empfindlichkeit gegenüber der Strahlung von umschließenden Bauteilen, so daß eine erheblich größere Pyrolyseraten für Holzkrippenbrände in Räumen gemessen werden konnten.

Beispielsweise teilt FRIEDMAN/3/ in seiner Arbeit mit, daß für Holzkrippenbrände in Räumen im allgemeinen Abbrandraten bis zur zweifachen Höhe, im Vergleich zu der bei freien Bränden, möglich sind. Versuche mit flüssigen Punktbrandlasten in Räumen haben ebenfalls ergeben, daß die Abbrandrate von dem Ventilationsfaktor der umliegenden Wände des Brandraumes deutlich beeinflußt wird/4,5/.

In der laufenden Förderungsperiode ist es gelungen, erstmalig systematische Versuche in Großräumen - mit Berücksichtigung der besonderen brandbeeinflussenden Parameter - seitens des Teilprojekts C3 "Natürlicher Brand" des Sonderforschungsbereichs 148 durchzuführen/30/. Die Zielsetzung des Projekts war es u.a, die Einflüsse dieser Parameter auf die Energiefreisetzung während eines Brandablaufs zu bestimmen. Als Brandlasten wurden nur Holzkrippen nach DIN 18 230 verwendet, wobei in den Versuchen der Ventilationsparameter, die Verteilung der Brandlasten sowie die Geometrie des geschlossenen Raumes gezielt verändert wurden. Es liegen somit fundierte Erkenntnisse über Holzkrippenbrände in Großräumen vor.

1.2 Problemstellung

In den zurückliegenden Jahren hat die mathematische Modellierung der Brandentwicklung in Räumen große Aufmerksamkeit gewonnen. Es wurden weitere wirklichkeitsnahe Ansätze zur Verbesserung und Erweiterung der Gültigkeitsbereiche dieser Rechenmodelle eingeführt. Das erfolgte deshalb, weil sich gezeigt hat, daß die sämtlichen Einrichtungen und alle anderen brennbaren Materialien in ein Brandszenarium einbezogen werden müssen. Letztlich soll auch die Brandausbreitung in Gebäudekomplexen abgeschätzt werden.

Die Probleme der Brandausbreitung stießen International auf ein zunehmendes Interesse. Es wurden verschiedene Modelle zur Brandausbreitung vorgestellt(s. Beitrag C3-II). Während TANAKA z.B. die Brandausbreitung über den inneren Umgebungsoberfläche eines Raumes untersuchte/7/, wurde von EMMONS und et.al ein universell anwendbarer Computercode für die Abschätzung der Entstehungsphase eines Brandes entwickelt. Dieser Code kann einen Brandablauf in einem geschlossenen Raum durch den Abbrand eines brennbaren Stoffes (PNNA) in be-

liebigen Konfiguration voraussagen, wobei der thermodynamische Vorgang umfassend, unter Berücksichtigung der Feedback-Effekte des Brandraumes, erfasst wird. Für andere brennbare Materialien ist jedoch die Eingabe von möglichen Abbrandraten eines Brandes notwendig, um ein Brandszenarium im Computer zu simulieren [25,26].

Solange jedoch ein grundlegender Zusammenhang für den Abbrand eines brennbaren Stoffes in Interaktion mit seiner Umgebung nicht mathematisch beschrieben werden kann, wird der Erfolg auch einer fest fundierten Wärmebilanzrechnung von der Eingabe der Erfahrungswerte abhängig sein. Solche Versuchs- und Erfahrungswerte lagen bislang, wenngleich nicht systematisch, für Holzkrippenbrände in kleinen und großen Räumen vor [2,8,9,10].

1.3 Zielsetzung

Die Hauptzielsetzung dieses Beitrages ist, durch Analyse der durchgeführten Großbrand-Versuche, ein Verfahren zur Erfassung der Brandlasten in Großräumen unter Berücksichtigung der Feedback-Effekte des Brandraums zu entwickeln, um die brandschutztechnischen Beurteilungen wirklichkeitsnaher treffen zu können. Damit soll möglich sein, die vorliegenden Versuchsergebnisse des Teilprojekts C3 des Sonderforschungsbereichs 148 auf die Brandfälle mit anderen Brandlasten in der Praxis zu übertragen.

Von besonderer Bedeutung ist dabei, daß erstmalig ein Zusammenhang zwischen wirklicher Brandbelastung und der Normbrandlast in einem Großraum, mit Hilfe der durchgeführten Groß-Brandversuche hergestellt werden soll. Dies wird den häufig zu hörenden Forderungen gerecht, die neuesten Erkenntnisse der Brandforschung, z.B. über das Verhalten von Bauwerken bei natürlichen Bränden, in die entsprechenden Bauordnungen und Bauvorschriften schneller einfließen zu lassen.

Die DIN 18 230 soll eine einheitliche brandschutztechnische Beurteilung von verschiedenen brennbaren Stoffen auf der Basis von Normbrandlasten ermöglichen. Eine besondere Rolle spielt hierbei die Festlegung des Bewertungsfaktors bzw. Abbrandfaktors "m", der das Abbrandverhalten verschiedener Brandlasten bzw. Lagerstoffe charakterisieren soll/14/.

Eine Modifizierung von "m-Faktorverfahrens" ist nicht Gegenstand der vorliegenden Untersuchung. In diesem Beitrag wird vielmehr angestrebt, eine wirklichkeitsnahe Anwendung des "m"-Faktors vorzunehmen, um die vorhandenen Brandlasten unter Berücksichtigung der Umgebungsbedingungen auf die Normbrandlasten umzurechnen.

Um den Bezug zur DIN 18 230 herzustellen, werden zunächst jedoch einige Grundlagen erläutert, auf denen das hier entwickelte Rechenverfahren beruht. Im Anschluß an diesen Abschnitt wird vorgestellt, wie die Anwendung des Bewertungsfaktors "m" mit den hierzu entwickelten Umrechnungsfaktoren "u" durchgeführt werden kann.

1.4 Berechnungsgrundlagen

Die theoretischen Untersuchungen dieses Beitrags basieren auf den Grundlagen einer Wärmebilanzrechnung/16,17/ In dieser Wärmebilanzrechnung wird in der Aufstellung der theoretischen Wärme- und Massengleichungen zur Abschätzung der Temperaturzeitbeziehungen in einer Brandentwicklung, das Gleichgewicht zwischen der Energiefreisetzung und dem Energieverlust durch die Öffnungen sowie die umschließenden Bauteilen eines Raumes berücksichtigt. Dabei wird unterstellt, daß vertikale und horizontale Be- und Entlüftungsöffnungen vorliegen. Die Energiebilanz wird unter der Voraussetzung einer gleichmäßigen Temperaturverteilung im Raum durchgeführt. Außerdem wird vorausgesetzt, daß die Wandoberflächen so geartet sind, daß die Wärmeverluste durch einen eindimensionalen Ansatz beschrieben werden können.

Zur Erstellung einer Wärmebilanz wird der erste Hauptsatz verwendet. Die Grundlagen und das Computermodeill der hierzu benutzten Wärmebilanzrechnung ist in/17/ ausführlich erläutert (s. auch Beitrag C3-II). Die Umrechnung der durchgeführten Brandversuche mit Holzkrippen auf die praxisbezogenen Brandfälle erfolgt dabei auf der Grundlage von DIN 18 230 Teil 1. Die im Arbeitskreis "Baulicher Brandschutz im Industriebau" und in den entsprechenden Unterausschüssen entwickelten Vorstellungen werden hier ebenfalls beibehalten. Der Umrechnungsfaktor "u" wird dabei für die hierzu vorliegenden Versuche, unter Berücksichtigung der Zeit bis zum Erreichen des Temperaturmaximums in dem hierfür vorgesehenen Indikatorelement nach DIN 18 230 Teil 2 Abschnitt 7 gesondert ermittelt.

Bevor jedoch die Grundlagen einer solchen Berechnung gezeigt werden, ist es zweckmäßig, auf die Bewertung von natürlichen Bränden im folgenden Abschnitt einzugehen.

2 Bewertung von natürlichen Bränden

2.1 Bestimmung der äquivalenten Branddauer

Unter äquivalenter Branddauer wird derjenige Zeitraum verstanden, in dem beim Normbrand nach DIN 4102 und bei einem beliebigen natürlichen Brand die gleichen Brandwirkungen am Bauteil festgestellt werden. Der Begriff "äquivalente Branddauer" ermöglicht es, die Intensität und den Einwirkungsgrad eines natürlichen Brandes mit dem Normbrand zu vergleichen. Als Brandwirkungen können in diesem Zusammenhang alle bei Feuerangriff auftretenden Phänomene verstanden werden, z.B. Temperaturerhöhungen, Abbrandtiefen (bei Holzbauteilen), Durchbiegungen, Steifigkeitsveränderungen in einem kritischen Querschnitt eines Bauteils/10,18/.

In der Praxis ist die Beurteilung der Gesamtwirkung verschiedener Einflüsse an einem Bauteil sehr schwierig, so daß man sich häufig bei der Ermittlung von äquivalenten Branddauern auf den Vergleich eines einzigen Kriteriums beschränken muß. So werden bei Stahlbauteilen zum Vergleich fast immer die Temperaturerhöhungen herangezogen, weil die Abnahme der Festigkeit und des Elastizitätsmoduls von Stahl eng mit dem erreichten maximalen Temperaturniveau verknüpft ist.

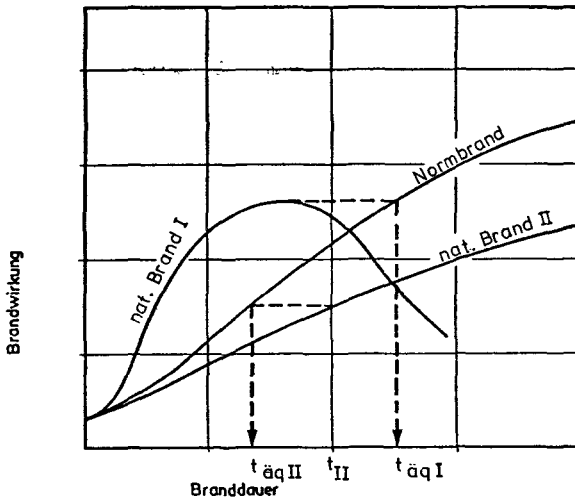


Bild 2.1 Bewertung der natürlichen Brände mittels der äquivalenten Branddauer

In Bild 2.1 ist die Bestimmung der äquivalenten Branddauer für zwei unterschiedliche Brandverläufe gezeigt. Bei dem natürlichen Brand I kann die Bestimmung der "äquivalenten Branddauer" mit Hilfe eines Indikatorelements durch das erreichte maximale Temperaturniveau eindeutig ermittelt werden. Bild 2.1 zeigt den Lösungsweg für den Brandfall I. Beim natürlichen Brandfall II ist dagegen die Bestimmung der äquivalenten Branddauer nicht eindeutig, weil die Temperatur in dem betrachteten Zeitraum am Indikatorbauteil konform zu dem Normbrand stetig ansteigt. Die äquivalente Branddauer kann in diesem Fall zu jedem Zeitpunkt des natürlichen Brandes getrennt ermittelt werden. In dem Bild 2.1 ist die Bestimmung der $t'_{äII}$ für den Zeit-

punkt t'_{II} dargestellt.

Es wird z.Zt. angenommen, daß die mittels sog. Vergleichsbauteile aus Stahl bestimmte äquivalente Branddauer auch für andere Bauteile aus beliebigen Baustoffen eine Gültigkeit besitzen. Welche Fehler bei einer solchen Betrachtungsweise auftreten können, wird in/24/ gezeigt. Es wird jedoch deutlich, daß die Voraussetzung einer äquivalenten Branddauer zur Übertragbarkeit eines natürlichen Brandes auf Normbrand hier eine Näherung sein kann, die in bestimmten Fällen einer gesonderten Überprüfung bedarf /24/.

In diesem Beitrag wird zur Bestimmung der äquivalenten Branddauer eines natürlichen Brandes das Temperaturkriterium angewendet, weil nach DIN 18 230 Teil 2 zur Bestimmung der Vergleichsbranddauer der Temperaturverlauf an der Meßstelle des Vergleichselements zugrundegelegt wird.

2.2 Bewertungsfaktor "m" eines Stoffes

Der Abbrandfaktor "m" ist ein dimensionsloser Beiwert, mit dem die Brandbelastung aus einem Stoff oder Stoffgemisch zur Berücksichtigung des Brandverhaltens in bestimmter Form, Verteilung, Lagerungsdichte und Feuchte bei der Berechnung nach DIN 18 230 Teil 1 zu multiplizieren ist. Es wurde gezeigt, daß für einen bestimmten brennbaren Stoff (z.B. Holzkrippen) unter definierten Ventilations- und Lagerungsbedingungen die Gleichung (2.1) gilt.

$$t_{\text{äq}} = f(q_r) \quad (2.1)$$

Dieser Stoff wird nach der DIN als Bezugsstoff bezeichnet. Unter Bewertungsfaktor "m" wird jetzt derjenige Zahlenwert verstanden, mit dem das auf die Grundfläche bezogene Gewicht eines beliebigen Stoffes q (kg/m^2) multipliziert werden muß, damit die so errechnete Bezugsbrandlast bei gleichen Lüftungsbedingungen die gleiche äquivalente Branddauer $t_{\text{äq}}$ ergibt wie der zu beurteilende Stoff:

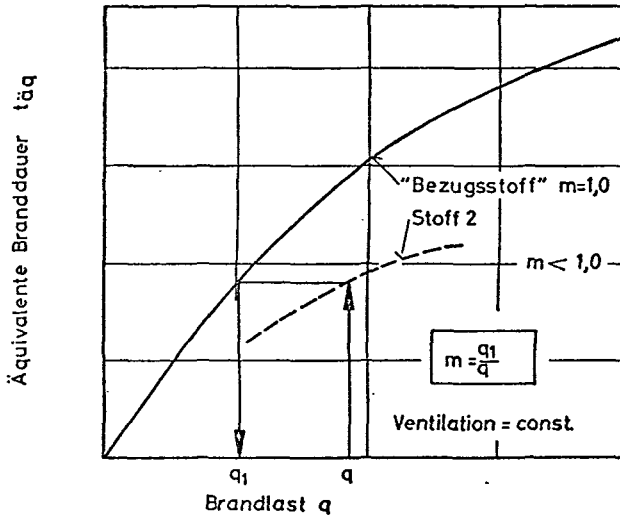


Bild 2.2 Bestimmung des Bewertungsfaktors "m"

$$q_1 = m \cdot q \quad (2.2)$$

Der dimensionslose Bewertungsfaktor "m" ist also das Verhältnis der Brandlasten des Bezugsstoffes q_1 und des beliebigen Stoffes q bei gleicher Brandwirkung.

In Bild 2.2 ist das Auswerteverfahren dargestellt.

2.3 Verfahren zur Bestimmung des Bewertungsfaktors "m"

In Bild 2.3 sind schematisch einige natürliche Brandverläufe dargestellt. Obwohl alle drei dargestellten Stoffe (Brandlasten) gleiche äquivalente Branddauern erreichen, wäre es aus brandschutztechnischer Sicht nicht gerechtfertigt, sie mit dem gleichen "m"-Faktor zu bewerten. Der Stoff 3 erreicht die maximale Brandwirkung z.B. erst nach einer Branddauer t_3 , die etwa das Vierfache der des Stoffes 1 beträgt. Deshalb ist die Einbeziehung einer Branddynamik in das Bewertungsverfahren unter diesen Gesichtspunkten notwendig. Eine rechnerische Korrektur der für den Vollbrand bestimmten "m"-Werte erfolgt

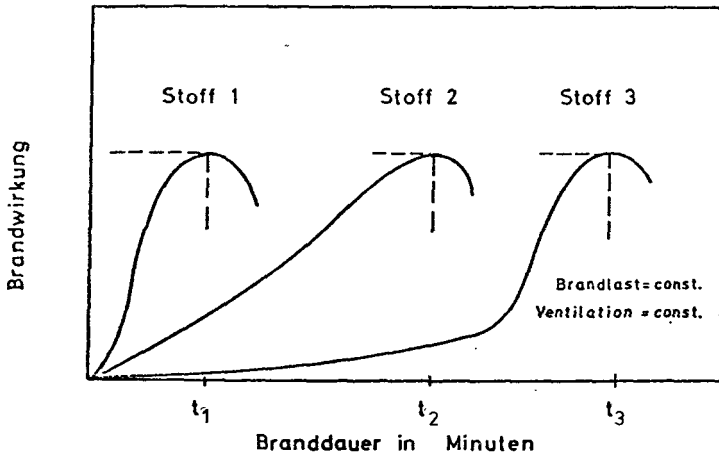


Bild 2.3 Stoffabhängige Brandverläufe mit gleicher äquivalenten Branddauer

entsprechend Gleichung (2.3).

$$m_{\text{korr}} = k_t \cdot m \quad (2.3)$$

Die Funktion k_t beschreibt darin einerseits den speziellen Brandverlauf des zu prüfenden Stoffes, und berücksichtigt andererseits auch den Brandverlauf des Bezugsstoffes. Der Korrekturfaktor k_t ist in der DIN nach Gl. (2.4) angegeben.

$$k_t = e^{-0.4 \cdot (t/t_v - 1)} \quad (2.4)$$

Durch Einbeziehung eines Korrekturfaktors wurde somit die Branddynamik, d.h. die Brandentwicklung und -ausbreitung, ebenfalls erfaßt und in der Bewertung berücksichtigt.

Zur Übertragung der durchgeführten Großbrandversuche in die Praxis mit Hilfe eines Umrechnungsfaktors "u" wird hier das kurz geschilderte "m-Faktorverfahren" grundsätzlich beibehalten. Zu diesem Zwecke muß zunächst der Groß-Brand-Versuchsraum mit verschiedenen Vergleichsbrandlasten kalibriert werden. Die experimentelle und rechnerische Analyse dieses Vorgehens wird in den folgenden Abschnitten erläutert.

3 Versuchsdurchführung

3.1 Versuchsstand

Zur Durchführung der Großbrandversuche wurde ein Brandraum aus Gasbetonsteinen errichtet. Der Brandraum hat die Abmessungen 20,6 m x 7,6 m x 3,6 m und besteht aus 30 cm dicken Umfassungswänden. Die Decke wurde in Feuerwiderstandsklasse "F 180" ausgeführt, um der Vielzahl der Brandversuche standhalten zu können. Sie wurde ebenfalls in 30 cm Dicke aus vorgespannten Gasbetonplatten errichtet.

In Tabelle 3.1 ist die Versuchsübersicht der finnischen Großversuche der Serie 85 dargestellt. Aus der Tabelle sind die Brandlastanordnungen und die Anordnung der Öffnungen mit zugehörigen Abmessungen zu entnehmen. Die Ventilationsbedingungen wurden nur über eine vertikale Öffnung reguliert, so daß eine natürliche Ventilation die Frischluftzufuhr in den Brandraum gewährleistete.

In dieser Versuchsserie wurden die Brandlastkonfigurationen und die Ventilationsbedingungen systematisch variiert. Es wurde bei der Festlegung der Versuchsparameter darauf geachtet, daß mit wenigen Experimenten ein möglichst breiter Bereich der brandbeeinflussenden Parameter, beispielsweise durch Koppelung der Brandlastkonfiguration mit dem Ventilationsparameter, erfaßt werden konnte.

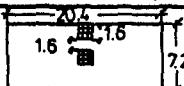
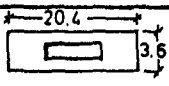

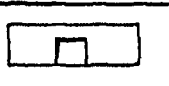
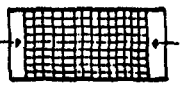
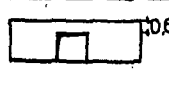
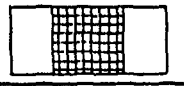
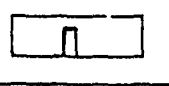



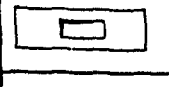

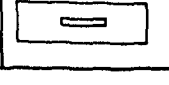
Bezeichnung Datum	Brandlast [kg / kg/m ²] rel. Feuchte[%]	Brandlast- anordnung Innenmaße [m]	Ventilationsbedingungen			
			Anordnung der Öffnung	Größe [m ²]	Ventil.- faktor $\Delta V/H \cdot m^{5/2}$	Öffnungs- faktor $A \cdot \sqrt{H} \cdot m^{1/2} / A_t$
SF- 85/8 10.12.85	989 / 6.73			5 × 1.4 = 7	8.3	0.017
SF- 85/9 13.12.85	920 / 6.26			2.6 × 3 = 7.8	13.51	0.027
SF- 85/10 18.12.85	1815 / 12.36			2.6 × 3 = 7.8	13.51	0.027
SF- 86/1 10.01.85	940 / 6.40 w=9.43%			1 × 3 = 3.0	5.20	0.011
SF- 86/2 15.01.85	900 / 6.13 w=6.34%			3 × 1 = 3.0	3.00	0.006
SF- 86/3 20.01.85	1800 / 12.25			3 × 1 = 3.0	3.00	0.006
SF- 86/4 23.01.85	900 / 6.13 w=8.10%			3 × 0.5 = 1.5	1.06	0.0022

Tabelle 3.1 Randbedingungen der durchgeführten 85er
Groß-Brandversuche

3.2 Problemstellung und Zielsetzung

Um die Umrechnungsfaktoren "u" der verschiedenartig durchgeführten

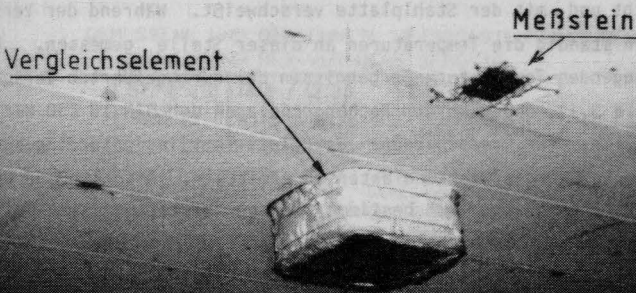


Bild 3.1 Lage und Anordnung des Vergleichselement im Brandraum

Brandversuche zu berechnen, wurde das gleiche Verfahren wie bei der "m"-Faktor-Bestimmung nach DIN 18 230 Teil 2 angewendet. Dieses Verfahren ("m"-Faktor-Verfahren) sieht vor, daß der Brandraum zunächst nach DIN 4102 Teil 2 entsprechend der Einheits-Temperaturzeit-Kurve (ETK) sowie durch den Abbrand von Vergleichsbrandmengen zu kalibrieren ist. Diesbezüglich wurde längs der Symmetrieachse der Decke und 3 m von der Seitenwand entfernt an der Brandkammerdecke eine Stahlplatte (Stahlguß nach DIN 4848) mit den Abmessungen von 400 mm x 400 mm x 150 mm als Vergleichselement so angehängt, daß die Unterseite direkt dem Feuerangriff ausgesetzt war (s. Bild 3.1).

Die Seitenflächen dieser Platte wurden isoliert, so daß die Erwärmung der Stahlplatte nur durch einen einaxialen Wärmestrom erfolgte. Die Platte wurde auf einem konzentrischen Kreis mit 200 mm Durchmesser um den Diagonalschnittpunkt mit einer Bohrung versehen, die in 50 mm Höhe über der Unterseite endet. In die Bohrung wurde ein Thermoelement eingebracht und mit der Stahlplatte verschweißt. Während der Versuche wurden ständig die Temperaturen an dieser Stelle gemessen. Mit den vorliegenden Temperaturmeßergebnissen der durchgeführten Versuche (s. Tabelle 3.1), und nach den Rechengrundlagen der DIN 18 230 war es somit möglich, für verschiedene Brandlast-Ventilationsbedingungen, die zugehörige Vergleichsbrandlasten zu ermitteln. Anschließend wurde ein Umrechnungsfaktor "u" bestimmt, der es gestattet, mit Hilfe der in DIN 18 230 angegebenen "m-Faktoren" Brandlasten in einem geschlossenen Raum wirklichkeitsnaher zu beurteilen.

3.3 Rechnerische Untersuchung des Brandraums nach dem Normbrand

Die Kalibrierung des Brandraums nach DIN 4102 war aus Kostengründen sowie aufgrund der Zielsetzung des Teilprojekts C3 des Sonderforschungsbereichs 148 nicht vorgesehen. Es liegen jedoch Meßergebnisse aus den früher durchgeführten Kleinbrandversuchen nach DIN 4102 vor, so daß der Temperaturverlauf an der Meßstelle des Vergleichselements als Bezugskurve zur Ermittlung der Vergleichsbranddauer bekannt ist. Zur Eichung des Versuchsraumes sind jedoch Brandversuche mit der Vergleichsbrandlast in der Anordnung nach Abs. 2.4 von DIN 18 230 Teil 2 auszuführen.

Der Vergleichsbrandlast ist so anzuordnen, daß die Stäbe mit jeweils 4 cm horizontalem Abstand untereinander auf einer Breite von 1 m ausgelegt werden. In den Versuchen wurden aus technischen Gründen Stäbe mit 80 cm Länge verwendet.

In Anlehnung an die Normung müssen die Vergleichsbrandlasten auf der ganzen Brandraumfläche gleichmäßig verteilt angebracht werden. In dieser Anordnung ist dem Vergleichsbrandlast der Abbrandfaktor "m" = 1 zugeordnet. Die Brandmengen sind bei den einzelnen Versuchen in Stufen von ca. 15 kg/m^2 zu variieren.

Die Kalibrierung des Brandraums durch Variierung der Vergleichsbrandmengen ist jedoch so kostspielig, daß man aus diesem Grunde einen repräsentativen Versuch als Grundlage wählen mußte.

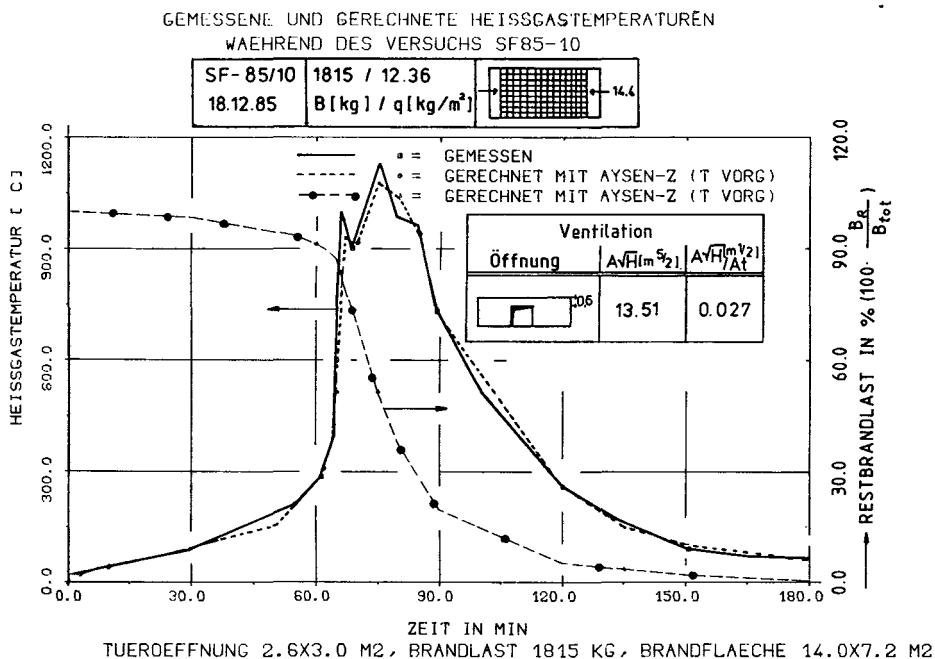


Bild 3.2 Gemessene und gerechnete Heißgastemperaturen des
Versuchs SF-85/10 (Temperatur vorgegeben)

Weiterhin müssen die Ventilationsbedingungen in etwa dem Zuluftstrom nach DIN 18 230 Teil 2 Abschnitt 6.3 entsprechen, d.h. die Frischluftzufuhr in den Brandraum muß etwa das 60-fache des Brandrauminhalts/Std. betragen. Deshalb wurde der Versuch SF-85/10 als Grundlagenversuch ausgewählt, da bei diesem Versuch die geforderten Bedingungen erfüllt wurden.

Beispielsweise entsprach der Ventilationsparameter nach Gl. (3.1) etwa dem geforderten Luftdurchsatz durch eine natürliche Ventilationsbedingung.

$$m = 3600 \cdot A \sqrt{H} \cdot 1.55 = 60 \cdot V \quad [m^3/h] \quad (3.1)$$

Dieser Versuch wurde eingehend rechnerisch analysiert, um weitere Brandverläufe mit verschiedenen Vergleichsbrandlasten mit Hilfe einer Wärmebilanzrechnung simulieren zu können.

Der in Bild 3.2 über der Zeit dargestellten Temperaturenverlauf ist das Mittelwert der mit Absaugpyrometern gemessenen Heißgastemperaturen während des Versuches. Um die Gesamtabbrandraten der Brandlasten ermitteln zu können, wurde eine Wärmebilanzrechnung durchgeführt. In dieser Rechnung wurden die gemessenen Temperaturen als Eingangsgrößen benutzt und die Abbrandraten so ermittelt, daß sie die im Versuch gemessenen Temperaturen in der Wärmebilanzrechnung wiedergaben. Aus dem Bild wird deutlich, daß die Unterschiede zwischen den gemessenen und den angenäherten Temperaturen vernachlässigbar klein bleiben. Es wurden somit zu jedem Zeitpunkt die Restbrandlasten rechnerisch ermittelt. Die Werte können dem rechten Bildrand entnommen werden.

In diesem Versuch wurde ein Flashover-Zustand etwa in der 60. Brandminute festgestellt. Der Anstieg der Temperaturen sowie die Abnahme der Restbrandlasten zeigen deutlich den labilen Zustand des Brandes zu diesem Zeitpunkt. Naturgemäß vermittelt der negative Gradient der Restbrandlasten die Abbrandraten der Brandlasten.

In Bild 3.3 wurden dagegen die im Versuch direkt gemessenen Abbrandraten zur Durchführung einer Wärmebilanzrechnung verwendet. Die gerechneten Heißgastemperaturen sind zum besseren Vergleich zusammen mit den Meßwerten dargestellt. Das Bild zeigt deutlich, daß zwischen den gemessenen und den gerechneten Größen eine gute Übereinstimmung existiert. Eine ebenfalls gute Übereinstimmung zeigt sich bei den im Bild 3.3 dargestellten gemessenen Restbrandlasten und den über die Wärmebilanzrechnung nach Bild 3.2 ermittelten Restbrandlasten.

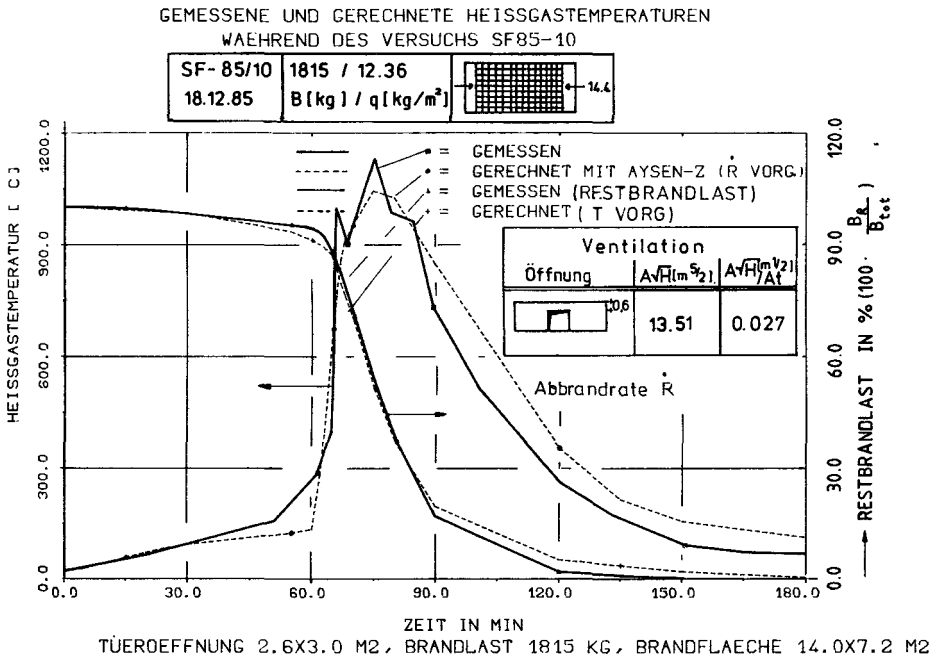


Bild 3.3 Gemessene und gerechnete Heißgastemperaturen des
Versuchs SF-85/10 (Abbrandrate vorgegeben)

In Bild 3.4 sind nun die im Versuch direkt gemessenen Abbrandraten sowie die mit Hilfe der gemessenen Brandraumtemperaturen rechnerisch ermittelten Abbrandraten zusammen dargestellt. Außerdem sind dabei die gerechneten $\bar{\theta}$ -Werte in das Bild eingetragen. Es ist zu erkennen, daß die Abweichungen der gerechneten von den gemessenen Abbrandraten sehr gering sind.

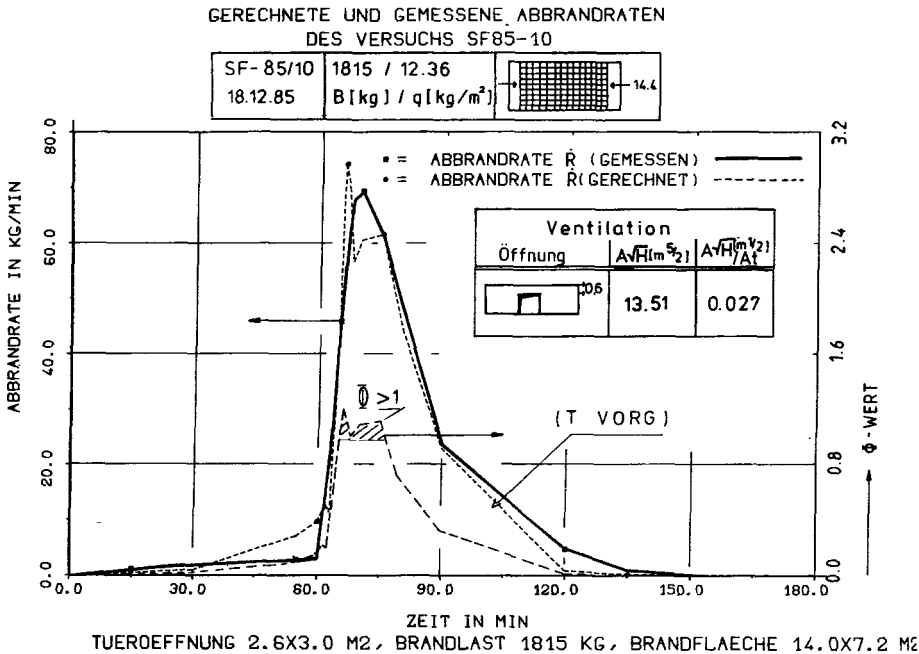


Bild 3.4 Gemessene und gerechnete Abbrandraten des
Versuchs SF-85/10

Im Bereich des Flashover-Zustands ist ein steiler Anstieg der gemessenen mittleren Temperaturen, kurz nach dem Flashover jedoch eine steile Abnahme der Abbrandraten zu beobachten (s. Bild 3.4). Die Abnahme der Abbrandraten ist ^{nach} diesem Zeitpunkt konform mit den gemessenen Heißgastemperaturen und wird auch durch die gerechneten Φ -Werte gesteuert. Es wurde während der meisten durchgeführten Brandversuche beobachtet, daß nach dem Auftreten des Flashover-Zustands die Heißgastemperaturen etwas zurückgehen - ein Effekt, der durch im Brandraum kurzfristig auftretende Sauerstoffmangel zu erklären ist. Da die gerechneten Φ -Werte zu diesem Zeitpunkt Werte über 1 erreichen (stöchiometrischer Zustand), wird diese Aussage somit auch rechnerisch bestätigt.

risch bestätigt. Der spitzenförmige Verlauf der Abbrandrate zum Flashover-Zeitpunkt zeigt den labilen Zustand des Brandverlaufs besonders deutlich/23/.

Da zwischen den gemessenen und gerechneten Abbrandraten kein wesentlicher Unterschied besteht, werden zur Untersuchung der weiteren Brandabläufe durch den Abbrand der Einheitsbrandlasten, die rechnerisch ermittelten Restbrandlasten nach Bild 3.2 zugrunde gelegt. Auf der Grundlage des Verlaufs dieser Restbrandlastkurve müssen jetzt Abbrandbeziehungen für andere, gleichmäßig verteilte Vergleichsbrandlasten aus Holzkrippen entwickelt werden. Diese Untersuchung wird im folgenden Abschnitt durchgeführt.

4 Kalibrierung des Brandraumes

4.1 Brandverläufe durch den Abbrand der Einheitsbrandlasten

4.1.1 Bestimmung der Restbrandlasten

In Abschnitt 2.3 wurde bestimmt, daß zur Eichung des Brandraumes Brandversuche mit der Vergleichsbrandlast durchzuführen sind. Dabei sind die Brandmengen so zu variieren, daß die Funktion $t_{\ddot{a}} = F(Q_V)$ ermittelt werden kann. Wie in Abschnitt 3.3 diskutiert wurde, war eine solche Untersuchung aus Kostengründen und wegen anderen Zielsetzungen des Teilprojekts C3 nicht möglich. Aus diesem Grunde wurde eine rechnerische Untersuchung durchgeführt, die – ausgehend von den Ergebnissen des Versuchs SF-85/10 – vorgenommen wurde. Dieser Versuch bietet die Möglichkeit, die nach DIN 18 230 Abschnitt 6.3 vorgesehene Ventilationsbedingung durch eine Türöffnung mit bestimmter Größe zu simulieren. Nach Gl(3.1) ergibt sich somit eine natürliche Luftzufuhrmenge über diese Türöffnung, die der nach der DIN 18 230 vorgeschriebenen Zwangsluftzufuhrmenge, als 60-facher Volumeninhalt des Brandraums, äquivalent ist.

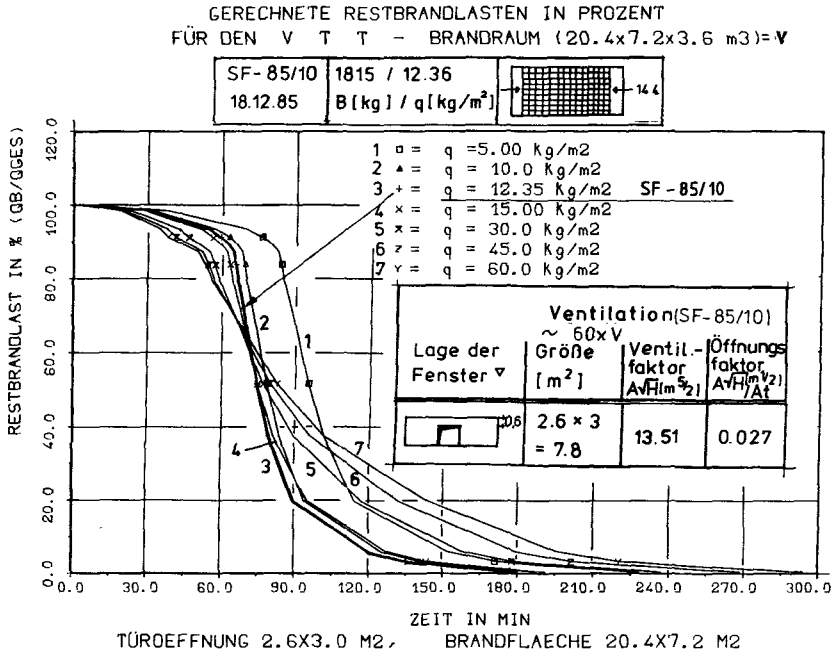


Bild 4.1 Gerechnete Restbrandlasten der Vergleichsbrandlasten

Es wurde jetzt eine Wärmebilanzrechnung für verschiedene gleichmäßig verteilte Vergleichsbrandlasten durchgeführt. In Bild 4.1 sind die Restbrandlasten der verschiedenen Brandabläufe mit dem Restbrandlastverlauf des Basisversuchs SF-85/10 zusammen dargestellt. Zur theoretischen Entwicklung der verschiedenen Restbrandlasten wurden die eigenen Versuchsergebnisse sowie die Erfahrungen aus anderen Brandversuchen herangezogen/1,19,20,28/. Außerdem wurden die in der Literatur beschriebenen Ansätze zur Bestimmung der Restbrandlastverläufe benutzt. Dabei wurde für verschiedene Brandlasten zur Abschätzung der Ausbreitungsgeschwindigkeit der Feuerfront V_f die Gl(4.1)

$$v_f = 12 \cdot (q_v / q_B)^{0.30} \quad (4.1)$$

(hier stellt q_v die Vergleichsbrandlast, und q_B die Basisbrandlast von dem Versuch SF-85/10 dar) und zur Bestimmung des Flashover-Zeitpunkts die Gl.(4.2)

$$t_f = 60 \cdot (q_v / q_B)^{-0.30} \quad (4.2)$$

des Zeitpunktes, bei dem die Abkühlphase des Brandes beginnt, die Gl. (4.3) entwickelt und angewendet.

$$t = 90 \cdot (q_v / q_B)^{0.30} \quad (4.3)$$

Ähnliche Potenzgleichungen werden in/21/ auch mitgeteilt

Aus Bild 4.1 wird deutlich, daß bei geringeren Brandlasten die Flashover-Zeitpunkte im Vergleich zum Basisversuch (SF-85/10) später eintreten. Dieses Ergebnis stimmt auch mit den Beobachtungen von verschiedenen Brandversuchen überein. Bei geringeren Brandlasten reicht die freigesetzte Wärmeenergie nicht aus, frühzeitig einen Flashover-Vorgang, bei einer nach Norm eingestellten Ventilationsbedingung herbeizuführen. Nach dem Flashover ist jedoch mit einem steilen Abfall der Restbrandlastkurve zu rechnen, weil der Abbrand der geringen Restbrandlastmenge in kürzester Zeit erfolgt.

Bei höheren Brandlasten sind dagegen die Flashover-Zeitpunkte früher zu erwarten. Der Grund dafür ist darin zu sehen, daß der Abbrand bei den Holzkrippen von der Anzahl der Schichtlagen abhängig ist/12/. Die Brandentwicklungsphase erfolgt dagegen in gestreckter Form, weil in dem Brandraum ausreichende Mengen brennbarer Stoffe unter optimalen Luftzufuhrbedingungen zum Abbrand vorhanden sind/22/. Dieser Sachverhalt wird in dem Bild 4.1 für die höheren Brandlasten dadurch deutlich, daß die Restbrandlastkurven während der Brandentwicklungs -

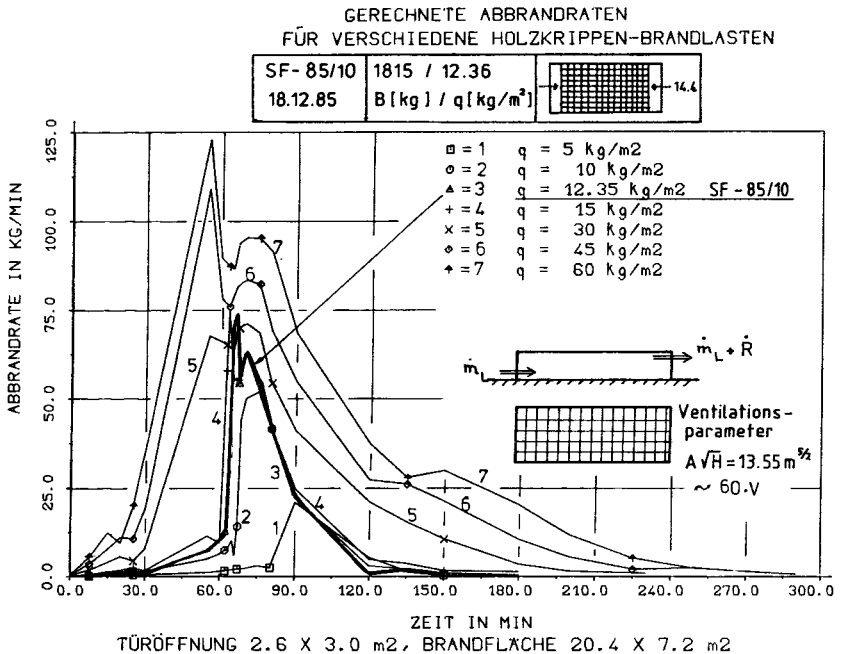


Bild 4.2 Gerechnete Abbrandraten der Vergleichsbrandlasten

phase geringere Gradienten aufweisen.

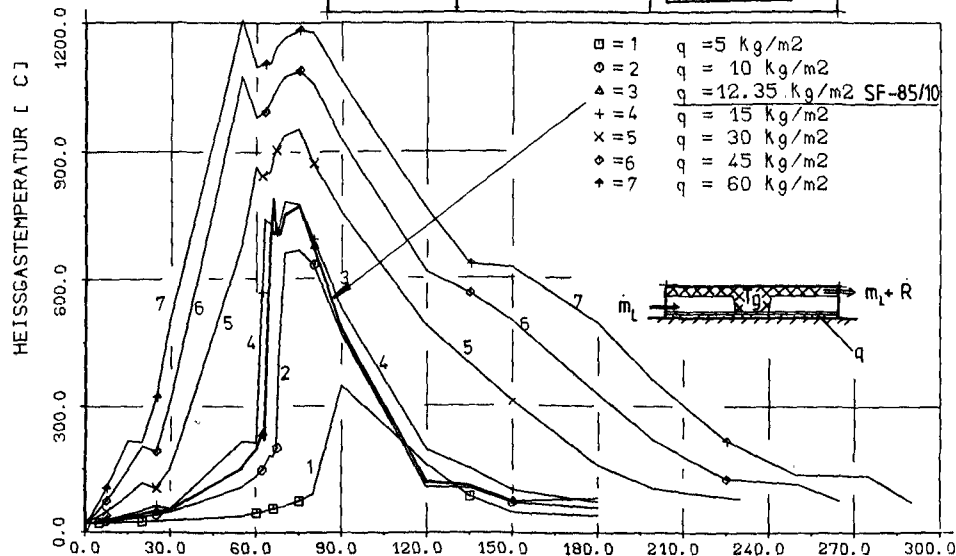
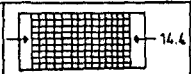
4.1.2 Entwicklung der Abbrandraten

Die Auswertung der in Bild 4.1 dargestellten Restbrandlasten führt zu den Ergebnissen der Abbrandraten, die in dem Bild 4.2 dargestellt sind. Die in Abschnitt 4.1 diskutierten Tendenzen werden durch die Darstellung der Abbrandraten der verschiedenen Brandlasten deutlich. Insbesondere nimmt bei den höheren Vergleichsbrandlasten die unvollständige Verbrennungsphase nach dem Flashover, eine längere Brandzeit in Anspruch. Bei geringeren Brandlasten ist dieser Vorgang dagegen nicht zu beobachten, und die Spitzenwerte der Abbrandraten werden zu

GERECHNETE HEISSGASTEMPERATUREN FÜR VERSCHIEDENE HOLZKRIPPEN-BRANDLASTEN

SF-85/10
18.12.85

1815 / 12.36
B [kg] / q [kg/m²]



ZEIT IN MIN
TÜRÖFFNUNG 2.6 X 3.0 m², BRANDFLÄCHE 20.4 X 7.2 m²

Bild 4.3 Gerechnete Heissgastemperaturen der
Vergleichsbrandlasten im Brandraum

einem späteren Zeitpunkt auftreten.

GERECHNETE INDIKATORTEMPERATUREN FÜR VERSCHIEDENE HOLZKRIPPEN-BRANDLASTEN

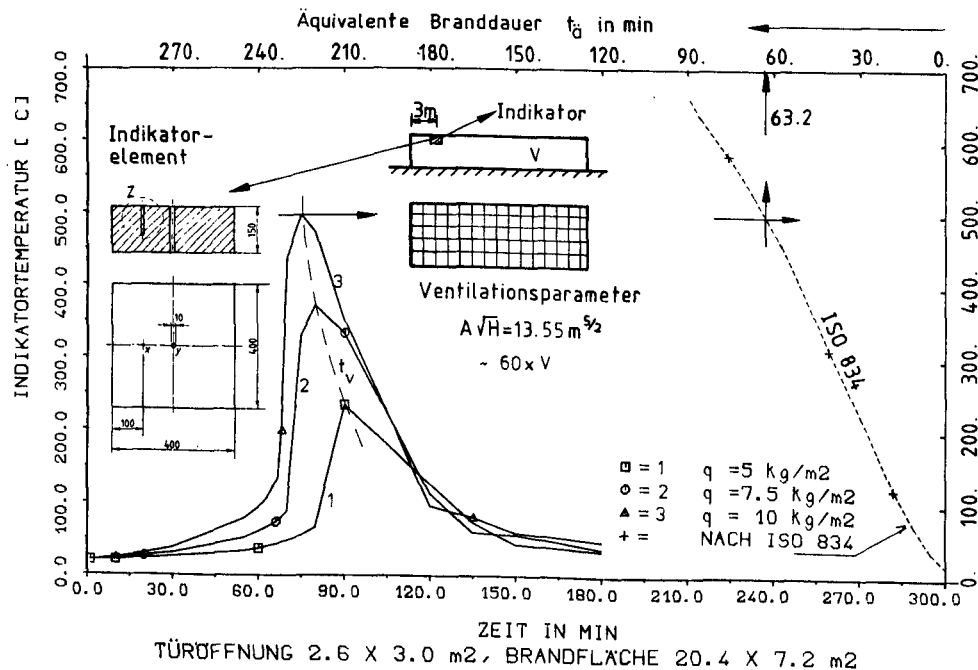


Bild 4.4 Gerechnete Indikatortemperaturen der
Vergleichsbrandlasten im Vergleichselement

4.1.3 Entwicklung der Heißgastemperaturen

In dem Bild 4.3 sind die gerechneten Heißgastemperaturen im Heißgas-schichtbereich über dem Plume, mit den Versuchsergebnissen des Basis-versuches SF-85/10 zusammen über der Branddauer dargestellt.

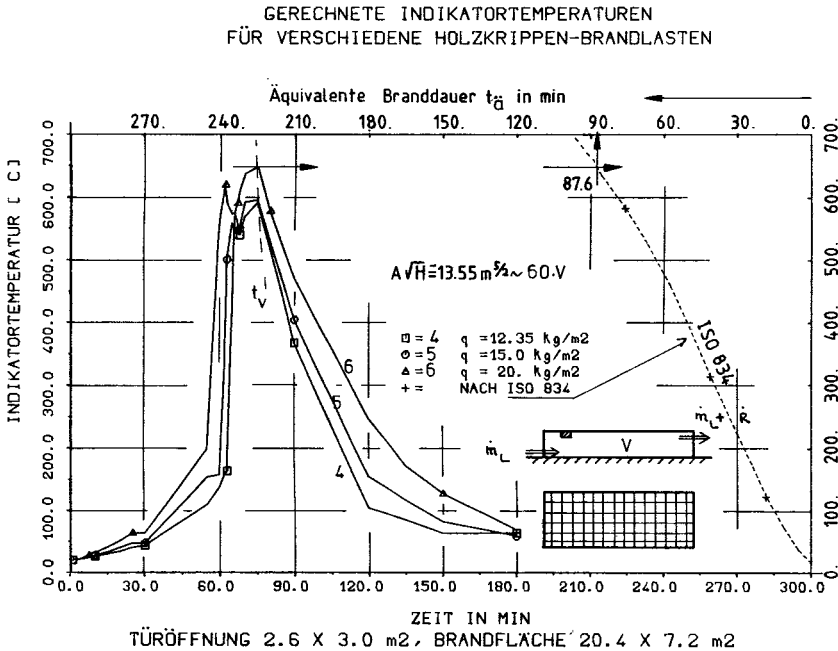


Bild 4.5 Gerechnete Indikortemperaturen der
Vergleichsbrandlasten im Vergleichselement

Die gerechneten Heißgastemperaturen der verschiedenen Vergleichsbrandlasten zeigen einen affinen Verlauf zu der Entwicklung der entsprechenden Abbrandraten, die in Bild 4.2 dargestellt sind. Bemerkenswert dabei ist, daß die theoretische Abkühlphase der höheren Brandlasten, bei der ca. 80 % der Brandlasten in Wärmeenergie umgewandelt worden sind (vgl. Bild 4.1), zum späteren Zeitpunkt erfolgt und deutlich mit der mäßigen Abnahme der Heißgastemperaturen verbunden ist. Bei den geringeren Brandlasten dagegen ist der Gradient des Temperaturrückganges erheblich größer und deutet auf den schnellen Verbrauch der Brandlasten hin.

GERECHNETE INDIKATORTEMPERATUREN FÜR VERSCHIEDENE HOLZKRIPPEN-BRANDLASTEN

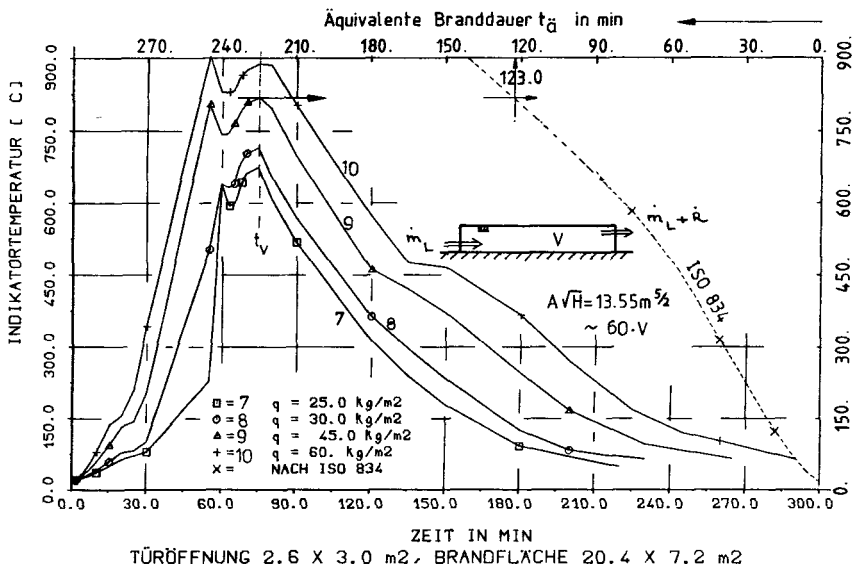


Bild 4.6 Gerechnete Indikatortemperaturen der
Vergleichsbrandlasten im Vergleichselement

Ein weiterer Grund ist außerdem darin zu sehen, daß bei vorgesehenen Luftzufuhrmengen nach DIN 18 230, die freigesetzten Energien der geringeren Brandlasten nicht ausreichen, einen höheren Heißgastemperaturzustand dauerhaft zu halten. Dieser Effekt ist insbesondere an den kurzfristig andauernden Temperaturspitzenwerten zu erkennen.

4.2 Abhängigkeit der äquivalenten Branddauer von der Vergleichsbrandlast

4.2.1 Bestimmung der Indikatortemperaturen

Die Indikatortemperaturen im Vergleichselement für die verschiedenen gerechneten Brandverläufe der Vergleichsbrandlasten sind in den Bildern 4.4 bis 4.6 über der Branddauer dargestellt. In den Bildern ist gleichzeitig auch der gemessene Temperaturverlauf im Vergleichselement bei einer Temperaturbeanspruchung nach DIN 4102 dargestellt. Die Meßstelle im Vergleichselement entspricht den Angaben in der DIN 18 230. Die Branddauer ist am unteren Bildrand zu entnehmen.

Um die äquivalente Branddauer der untersuchten Brandfälle zu bestimmen, muß jetzt nach den im Vergleichselement erreichten Temperaturmaxima auf der Erwärmungskurve nach der ETK-Beanspruchung gesucht werden. Dieses Verfahren wird auf der rechten Seite des Bildes 4.4 dargestellt. Die zugehörigen Schnittpunkte dieser Werte auf der ISO 834 Kurve ergeben auf dem oberen Bildrand die äquivalente Branddauer der untersuchten Brandfälle.

Nach der Definition der DIN 18 230 Abschnitt 7.1 ist naturgemäß die Zeit bis zum Erreichen des Temperaturmaximums an der Meßstelle des Vergleichselementes beim Abbrand der verschiedenen Vergleichsbrandmengen, als Vergleichsbranddauer t_v zu bezeichnen. Aus den Bildern 4.4 bis 4.6 wird deutlich, daß sich die Vergleichsbranddauern der untersuchten Brandfälle mit steigenden Brandlasten verkürzen.

4.2.2 Verlauf der äquivalenten Branddauer

In dem Bild 4.7 ist der Verlauf der rechnerisch ermittelten

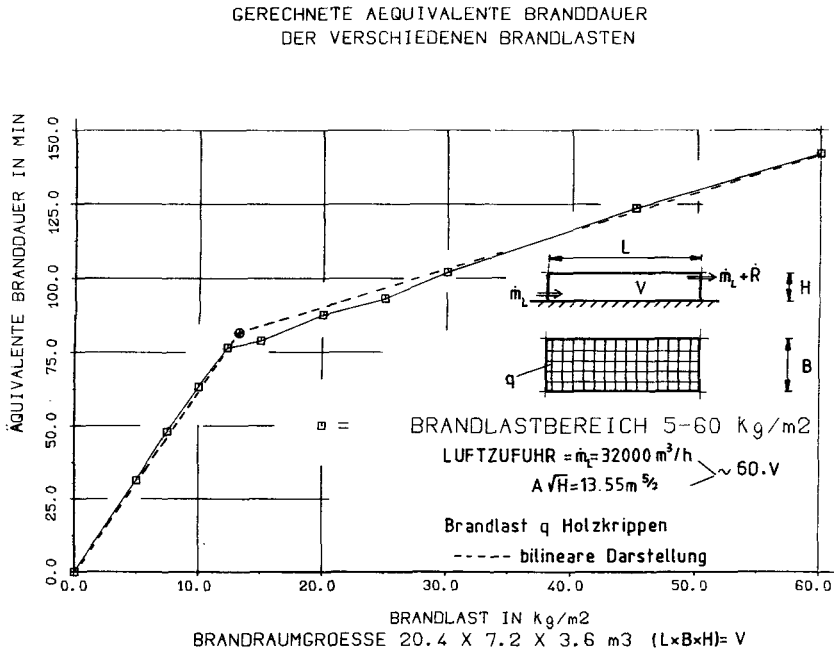


Bild 4.7 Gerechnete äquivalente Branddauer der
Vergleichsbrandlasten

äquivalenten Branddauern für die verschiedenen Vergleichsbrandlastmengen dargestellt. Aus dem Bild wird deutlich, daß zwischen der äquivalenten Branddauer und der Brandlast eine quasi bilineare Beziehung existiert. Nach Überschreiten des Grenzwertes von 15 kg/m^2 ist der Anstieg der äquivalenten Branddauer erheblich geringer, die Differenz zwischen den Spitzenwerten der Heißgastemperaturen aus verschiedenen Vergleichsbrandlasten ebenfalls geringer wird.

Es kann somit eine bilineare Gesetzmäßigkeit zwischen der äquivalenten Branddauer und den Brandlasten angegeben werden. Diese Gesetzmäßigkeit ist, für den untersuchten Versuchsraum in Bild 4.7 ebenfalls dargestellt.

4.3 Abhängigkeit der Vergleichsbranddauer von der Vergleichsbrandlast

Die Vergleichsbranddauer t_v der untersuchten Brandverläufe ist

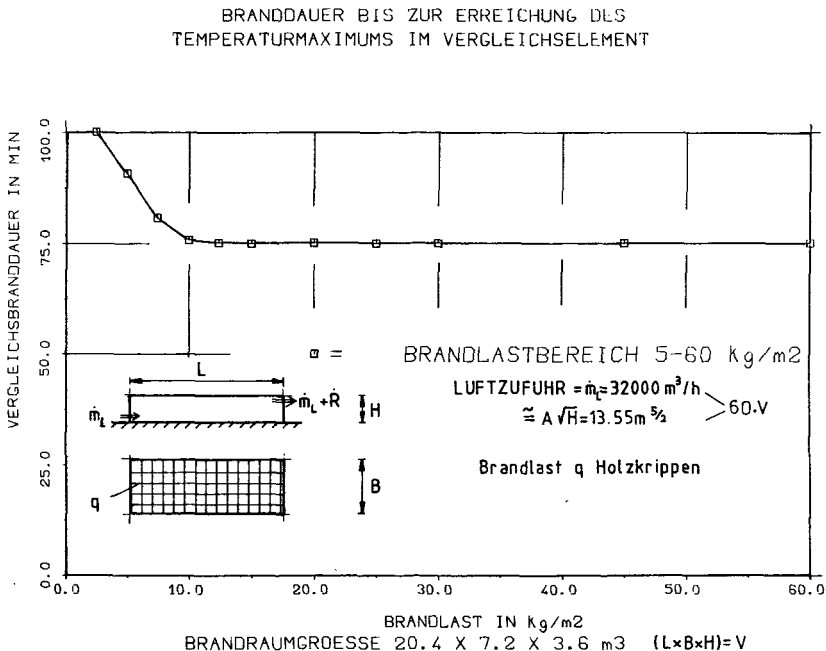


Bild 4.8 Gerechnete Vergleichsbranddauer der
Vergleichsbrandlasten

in Bild 4.8 dargestellt. Die Bestimmung der Vergleichsbranddauern ist im Abschnitt 4.2.1 auf den Bildern 4.4 bis 4.6 erläutert. Aus dem Bild 4.8 ist zu erkennen, daß die Vergleichsbranddauern zunächst mit den ansteigenden Brandlasten abnimmt und nach einer bestimmten Vergleichsbrandlast konstant bleibt. Diese Beziehung ist etwas überraschend, zumal in der DIN 18 230 Teil 2 mit steigenden Vergleichsbrandmengen ebenfalls steigende Vergleichsbranddauern angegeben werden. Nach den Ergebnissen der Untersuchungen wurde hier eine gegensätzliche Beziehung gefunden.

Dieser Sachverhalt zeigt insbesondere die Abhängigkeit der Vergleichsbranddauer von der Interaktion zwischen der Brandlastkonfiguration und der Brandraumgeometrie.

5 Einbeziehung der durchgeführten Großversuche in das Umrechnungsverfahren

5.1 Indikatortemperaturen der durchgeführten Versuche

Zur Bestimmung der Umrechnungsfaktoren "u" der durchgeführten 85er Brandversuche wird hier der Verlauf der Indikatortemperaturen im Vergleichselement benötigt (s. Tabelle 3.1). Die gemessenen Indikatortemperaturen am Vergleichselement sind in Bild 5.1 dargestellt. Außerdem sind die Maximalwerte der Temperaturverläufe mit den zugehörigen Branddauern am Vergleichselement tabellarisch auf der oberen Bildhälfte angegeben (Tabelle A).

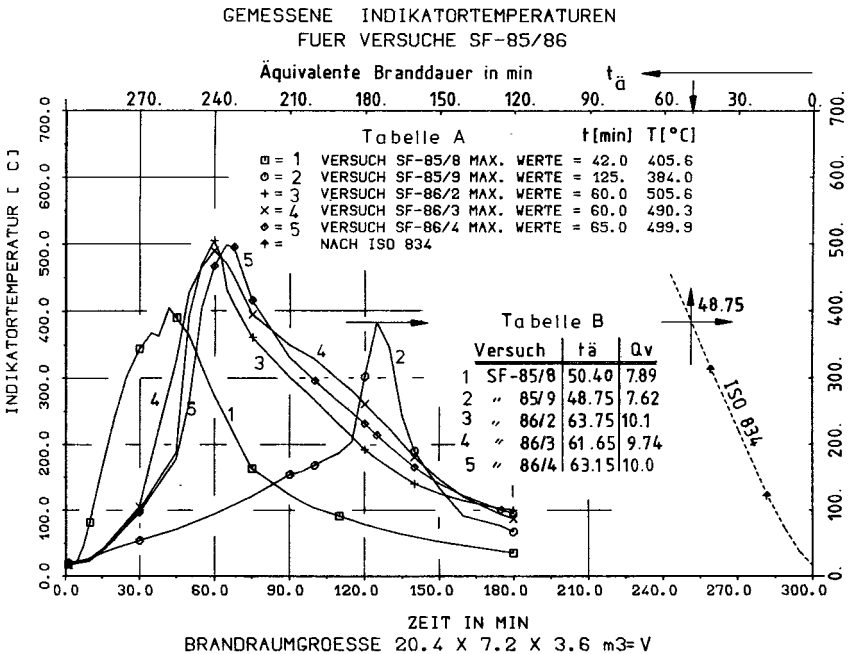


Bild 5.1 Gemessene Indikatortemperaturen der
der Versuche SF-85/86

Auf dem rechten Bildrand ist der Temperaturverlauf am Vergleichselement für eine Normbrandbeanspruchung dargestellt. Bringt man jetzt die im Vergleichselement gemessenen Maximaltemperaturen mit der Kurve dieser Normbrandbeanspruchung zum Schnitt, dann findet man am oberen Bildrand die äquivalente Branddauer der durchgeführten Versuche. Die somit gefundenen Werte sind auf der unteren Hälfte des Bildes 5.1 ebenfalls tabellarisch angegeben (Tabelle B).

Die Bestimmung der Vergleichsbrandmengen dieser Versuche geschieht jetzt nach den Angaben im Bild 4.7. Um die Vergleichsbrandlasten ermitteln zu können, muß man auf der vertikalen Achse des Bilds 4.7 die gesuchte äquivalente Branddauer finden, und über die dargestellte bilinear Beziehung auf dem unteren Bildrand die Vergleichsbrandlast ablesen. Die so gefundenen Vergleichsbrandmengen sind in dem Bild 5.1, neben der entsprechenden äquivalenten Branddauer in der gleichen Tabelle angegeben (Tabelle B).

Da jetzt sowohl die Vergleichsbrandmengen als auch die bei den Versuchen

Bezeichnung Datum	Brandlast [kg / kg/m ²] rel. Feuchte[%]	Brandlast- anordnung Innenmaße [m]	Ventilationsbedingungen			Abbrand u. Umrech- nungs	
			Anordnung der Öffnung	Größe [m ²]	Ventil- faktor AvF [m ² /s]	Öffnungs- faktor AfF [m ² /s]	m _i - Faktor u _i - Faktor
SF-85/8 10.12.85	989 / 6.73			5 × 1.4 = 7	8.3	0.017	1.00 1.43
SF-85/9 13.12.85	920 / 6.26			2.6 × 3 = 7.8	13.51	0.027	1.00 0.96
SF-85/10 18.12.85	1815 / 12.36			2.6 × 3 = 7.8	13.51	0.027	1.00 1.00
SF-86/1 10.01.85	940 / 6.40 w=9.43%			1 × 3 = 3.0	5.20	0.011	1.00 Meßelement versagt
SF-86/2 15.01.85	900 / 6.13 w=6.34%			3 × 1 = 3.0	3.00	0.006	1.00 1.81
SF-86/3 20.01.85	1800 / 12.25			3 × 1 = 3.0	3.00	0.006	1.00 0.86
SF-86/4 23.01.85	900 / 6.13 w=8.10%			3 × 0.5 = 1.5	1.06	0.0022	1.00 1.72

Tabelle 5.1 Ermittelte Umrechnungsfaktoren der durchgeführten
85/86er Groß-Brandversuche

eingesetzten Versuchsbrandmengen (s. Tab. 3.1) sowie die Zeitpunkte bis zum Erreichen des Temperaturmaximums an der Meßstelle des Vergleichselementes ermittelt worden sind, kann man die Umrechnungsfaktoren "u" nach dem in DIN 18 230 Teil 2 Abschnitt 7.1 beschriebenen Verfahren berechnen.

5.2 Ermittlung der Umrechnungsfaktoren "u" der durchgeführten Versuche

In Tabelle 5.1 sind die Daten für den jeweiligen Versuch zusammengestellt, wobei in der letzten Spalte die errechneten Umrechnungsfaktoren als Schlußergebnis mitgeteilt werden. Weil diese Faktoren die Einflüsse aus der Brandraumgeometrie, den Ventilationsbedingungen und der Brandlastkonfiguration enthalten, sind sie für die wirklichkeitsnahe Bestimmung der Normbrandlasten von besonderer Bedeutung. Obwohl für die durchgeführten Versuche Normbrandlasten verwendet wurden und deren Abbrandfaktoren nach DIN 18 230 "m" = 1 waren, wurden durch diese Untersuchung Umrechnungsfaktoren verschieden von "1" ermittelt.

5.3 Schlußfolgerungen

Nach den in Tabelle 5.1 mitgeteilten Ergebnissen kann gesagt werden, daß niedrigere Ventilationsbedingungen und geringere Brandlasten Umrechnungsfaktoren ergeben, die größer sind als "1". Dieses Ergebnis ist dadurch zu erklären, daß für die Untersuchungen mit Vergleichsbrandlasten sehr hohe Ventilationsbedingung angewendet wurde, wie sie in DIN 18 230 vorgeschrieben ist. Um gleiche Brandeinwirkungen bei niedrigeren Ventilationsbedingungen erzielen zu können, müssen also die Brandlasten entsprechend der thermodynamischen Randbedingungen des Basisversuchs (SF-85/10) erhöht werden. Diese Aussage wird insbesondere durch den Vergleich der Versuchsbedingungen SF-85/8 und des Basisversuchs SF-85/10 bestätigt (s. Tabelle 3.1).

Wenn sich die Lüftungsbedingungen den Bedingungen des Basisversuchs nähern, dann ergeben sich die mit den "m-Faktoren" der DIN 18 230 identischen Umrechnungsfaktoren ("m"=1). Diese Feststellung kann durch den Vergleich der Versuche SF-85/9 und SF-85/10 ebenfalls bestätigt werden.

Im Falle ausreichender Brandlasten und geringeren Ventilationsbedingungen ergeben sich jedoch niedrigere Umrechnungsfaktoren als 1. Dieser Sachverhalt wird insbesondere durch den Vergleich des Basisversuchs SF-85/10 und des Versuchs SF-86/3 deutlich. Bei dem letztgenannten Versuch handelt es sich um eine sehr hohe und gleichmäßig verteilte Brandlast, jedoch mit vierfach kleinerem Ventilationsparameter. Es ist zu erkennen, daß es sich bei diesem ventilationskontrollierten Versuch (SF-86/3), um einen nicht ganz vollständigen Abbrand der Brandlasten handelt, und daher die Brandeinwirkungen im Vergleich zum Basisversuch geringer sein müssen.

Bei einer günstigen Zusammenstellung der Brandlast-Ventilationsbedingungen ergeben sich deutlich höhere Umrechnungsfaktoren. Naturgemäß werden bei einer solchen Koppelung der brandbeeinflussenden Parameter die Brandeinwirkungen deutlich intensiver/15,17/, sodaß sich die Umrechnungsfaktoren entsprechend höher ergeben. Diese Feststellung wird bei den Versuchen SF-86/2 und SF-86/4 besonders deutlich. Diese Aussagen gelten naturgemäß für die Brandlastkonfigurationen in den durchgeführten Brandversuchen und werden auch nach Lage des Vergleichselements im Brandraum bestimmt.

6 Umrechnungsfaktoren für eine bestimmte Brandlastkonfiguration

Bringt man jetzt die ermittelten Umrechnungsfaktoren mit den Ventilationsparametern der durchgeführten 85er Versuche in Verbindung (s. Tabelle 3.1), so können die Ergebnisse in anschaulicher Weise in Bild 6.1 dargestellt werden. Diese Auswertung wurde für eine bestimmte Brandlastmenge durchgeführt. Dabei soll sich die Brandlastkonfiguration über einen etwa wie in Bild 6.1 dargestellter Teilbereich des Brandraumes erstrecken und die Brandlastmenge soll nach DIN 18 230, $Q_N = 900$ kg betragen. Für die Darstellung der Kurven ist die Ventilationbedingung der Vergleichsbrandlast als Scharparameter

UMRECHNUNGSFAKTOR FÜR VERGLEICHSBRANDLASTEN
FÜR VERSCHIEDENE VENTILATIONSPARAMETER

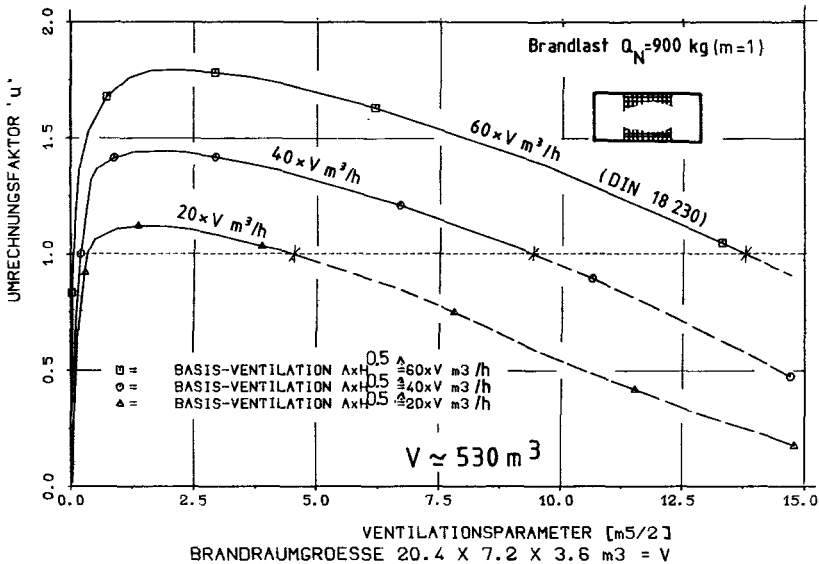


Bild 6.1 Gerechnete Umrechnungsfaktoren der 85/86er
Groß-Brandversuche abhängig von dem
Ventilationsparameter des Brandraums

gewählt worden. Die oberste Kurve in Bild 6.1 stellt somit die Ventilationsbedingung, die in der Normung vorgesehen ist.

Aus Bild 6.1 wird deutlich, daß der Umrechnungsfaktore "u" abnimmt, wenn die Ventilationsbedingung des Brandraumes zunimmt. Der Umrechnungsfaktor nimmt auch dann ab, wenn bei der Bestimmung dieses Faktors niedrigere Basis-Ventilationsbedingungen angewendet worden sind. Diese Abhängigkeit des Umrechnungsfaktors ist ebenfalls in Bild 6.1 dargestellt.

Natürgemäß sind der Umrechnungsfaktor "u" und der Abbrandfaktor "m" nur dann identisch, wenn für die existierende Ventilationsbedingung des Brandraumes auch die gleiche Basisventilation vorgesehen ist. Die Schnittpunkte der in Bild 6.1 dargestellten Kurven mit dem Umrechnungsfaktor "u = 1" stellen somit die eben beschriebenen Sonderfälle dar. Es muß hier nochmals erwähnt werden, daß die in Bild 6.1 dargestellten Ergebnisse nur für einen bestimmten Brandraum und für eine bestimmte äquivalente Normbrandlastmenge gelten.

Diese Untersuchung zeigt außerdem deutlich, daß der Begriff für den Ventilationsparameter zusätzlich mit der Basis-Ventilationsbedingung nach DIN 18 230 gekoppelt werden soll, um die Einflüsse aus der Brandraumgeometrie und -beschaffenheit sowie der Brandlastkonfiguration berücksichtigen zu können.

Die Wichtigkeit dieser Untersuchungen, bei der Übertragung der Versuchsergebnisse in die Praxis, soll nun anhand eines Beispiel im folgenden Abschnitt demonstriert werden.

7 Anwendung des Auswerteverfahrens für die Praxis

Der Gegenstand der Untersuchung soll ein mögliches Brandgeschehen in einem möblierten Konferenzraum sein. Die Abmessungen des Raumes sollen den Abmessungen des Versuchsstandes in Tabelle 3.1 entsprechen.

Die Verteilung der brennbaren Stoffe im Raum entspricht der Brandlastkonfiguration der durchgeführten Versuche von SF-85/9, 86/1, 86/2 und 86/4 (s. Bild 7.1). Die Umrechnung der vorhandenen brennbaren Stoffe auf Normbrandlasten wird dabei in Tabelle 7.1 aufgeführt.

möblierter Konferenzraum

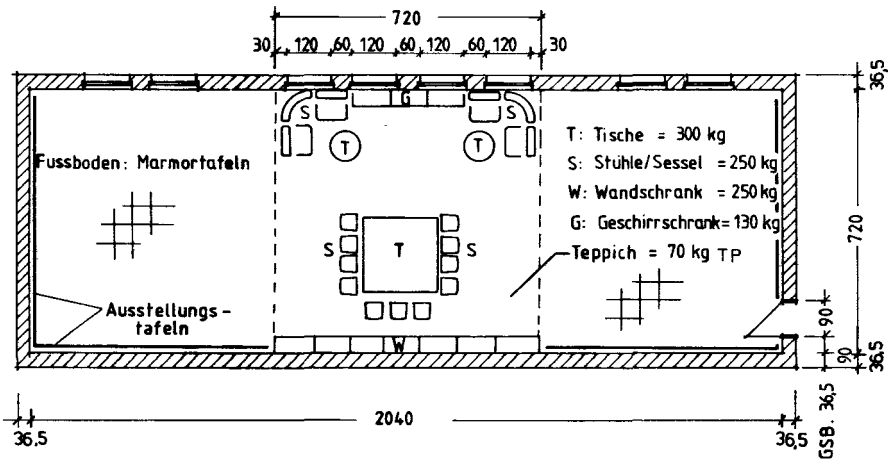


Bild 7.1 Ein möblierter Konferenzraum als Beispiel

Gegen-stand	Gesamt-gewicht [kg]	Heizwert [MJ/kg]	m-Faktor [-]	Brandlast [MJ]
T	450,0	14,1	0,60	3807,0
W	500,0	13,8	0,55	9795,0
S	250,0	26,7	0,30	2002,5
G	300,0	15,3	0,50	2250,0
TP	70,0	24,6	0,20	344,4
Summe				~ 12.200,0

Tabelle 7.1: Gesamtwärmeenergie im untersuchten Konferenzraum

Aus der Gesamtrbrandlastmenge resultiert die Menge der Normbrandlasten zu

$$Q_N = 12\,200 / 15.0 = 813.3 \text{ kg Holzkrippen}$$

und der Brandlastdichte zu

$$q_B = 813,3 / (20,4 \cdot 7,2) = 5.53 \text{ kg/m}^2$$

Abhängig von den verschiedenen Ventilationsbedingungen wurde die Bestimmung der entsprechenden Vergleichsbrandlasten in Tabelle 7.2 vorgenommen.

Ventilations- parameter $A_v/R \quad [m^5/2]$	zugehöriger Versuch	Umrechnungs- faktor "u"	Brandlast q_B [kg/m ²]	Vergleichsbrandlast q_v [kg/m ²]
13,51	SF-85 9	0,96	5,53	5,30
3,00	SF-86/2	1,81	5,53	10,00
1,06	SF-86/4	1,72	5,53	9,51

Tabelle 7.2: Vergleichsbrandlasten der Untersuchung bei bestimmten Ventilationsbedingungen

Mit den vorstehend ermittelten Vergleichsbrandmengen ist es möglich, die Brandverläufe und -einwirkungen bei entsprechenden Ventilationsbedingungen auf der Grundlage des Basisversuchs abzuschätzen. Dabei kann das Bild 4.3 zur Bestimmung der Heißgastemperaturen im Raum und das Bild 4.7 zur Abschätzung der Brandeinwirkungen (z.B. der äquivalenten Branddauer) herangezogen werden.

In Tabelle 7.3 sind die äquivalenten Branddauern der möglichen Brände, abhängig von den möglichen Ventilationsparametern, zusammengestellt. Das Bild 4.3 kann jetzt dadurch benutzt werden, daß eine bestimmte Normbrandlastmenge aus Tabelle 7.3 mit der entsprechenden Brandraum-Temperaturkurve der gleichen Brandlast im Bild 4.3 in Verbindung gebracht werden kann. Diese Brandraum-Temperaturkurve zeigt dann den zu erwartenden Brandverlauf für den Raum.

Ventilationsparameter A_v/H [m ^{5/2}]	Normbrandlast Q_N, q_v [kg, kg/m ²]		äquivalente Branddauer [min]
13,51	778.	5.30	33.0
3,00	1469.0	10.00	63.0
1,06	1397.0	9.51	60.0

Tabelle 7.3: Äquivalente Branddauer der möglichen Brandfälle

8 Zusammenfassung

In diesem Beitrag wurde ein Verfahren entwickelt, welches es gestattet, bei der Bestimmung der N O R M.-Brandlasten die Brandraumbedingungen praxisgerecht zu erfassen.

Das Verfahren bietet die Möglichkeit, brennbare Stoffe, die in einem Brandraum in bestimmter Konfiguration angeordnet sind, auf gleichmäßig verteilte Vergleichsbrandlasten umzurechnen. Dabei wird die Basis-Ventilationsbedingung nach DIN 18 230 beibehalten.

Wenn man davon ausgeht, daß bei den meisten experimentellen Untersuchungen Informationen für den Abbrand der gleichmäßig verteilten Vergleichsbrandlasten vorliegen, kann das hier vorgestellte Verfahren zur Durchführung einer wirklichkeitsnahen Wärmebilanzrechnung für eine beliebige Brandlastkonfiguration in einem Raum sehr nützlich sein. Man kann somit die vorhandenen Brandlasten unter Berücksichtigung der Brandraumeigenschaften schrittweise ermitteln und auf gleichmäßig verteilte Vergleichsbrandlasten umsetzen. Dabei gilt die Basisventilationsbedingung nach DIN 18 230 bei der anschließend durchzuführenden Wärmebilanzberechnung.

Das Verfahren soll demnächst auf andere Brandraumgeometrien und -randbedingungen erweitert werden, um eine breite Information für die hier vorgestellten Umrechnungsfaktoren "u" erhalten zu können.

9 Literatur

- /1/ Quintiere, J. G.: Growth of fire in Building Compartments.
Fire Standards and Safety, ASTM STP614, pp. 131-167, 1977

- /2/ Thomas, P. H. and Nilsson, L.: Fully Developed Compartment Fires New Correlations of Burning Rates. F. R. Note Nr 979, Fire Res. Station Borehamwood, England, Aug, 1973.
- /3/ Friedman, R.: Behaviour of Fires in Compartments. Int. Sym. Fire Safety of Combustible Materials, pp. 100-113, Edinburgh, Scotland, Oct. 15-17, 1975.
- /4/ Tewarson, A.,: Combustion and Flame 19, 363-371 (1972).
- /5/ Takeda, H. and Nakaya, I.: Small-Scale Model Fire in Enclosure Using Liquid Fuel-Effect of Ventilation Factor. Paper presented at the second Joint Meeting of the U.S-Japan Panel on Fire Research and Safety, UNJR, Tokyo, Oct. 19-22, 1976
- /6/ Haksever, A.: Modellierung der Brandräume, Sonderforschungsbereichs 148 , Arbeitsbericht 1983-1986, Teil II, , (1986).
- /7/ Tanaka, T.: A Mathematical Model of a Compartment Fire. BRI Res. Paper No. 70. Ministry of Construction, Japanese Government, Feb. 1977.
- /8/ Smith, P. G., P. H. Thomas: The Rate of burning of wood Cribs. Fire Technology 6(1970) 1, S. 529-538.
- /9/ Heselden, A. J. et. al.,: Burning Rate of Ventilation controlled fires in compartments. Fire Technology 6(1970), Nr.2 S. 123-125.
- /10/ Knublauch, E.,: Brandbelastung, Abbrandgeschwindigkeit, Energiefreisetzung, und Brandgeschehen. Forschungsberichte der VDI-Zeitschriften(1970), Reihe 5, Nr.10, S. 40.

- /11/ Hadvig, S. and Paulsen, O. R.,:One-dimensional charring rates in wood. Journal of Fire and Flammability, Vol. 7, Oct., 1976.
- /12/ Gross, D.,:Experiments on the Burning of Cross Piles of Wood, Journal of Research of the National Bureau of Standards, Vol. 66, No. 2, Wash., U.S, Apr.-June, (1962).
- /13/ Thomas, P. H. et. al.,: Fully Developed Compartment Fires-two kinds of Behaviour. Fire Res. Techn. Paper No. 18, Ministry of Techn. and Fire Offices' Comitee, Joint Fire Res. Org., Her Majesty's Office, London, 1967.
- /14/ Schneider, U.:Über die Umrechnung von natürlichen Bränden, Zentralblatt für Industriebau, 1973, S. 24-29.
- /15/ Law, M. and Arnaud, P.: Fire Loads, natural Fires and Standard fires. ASCE-IABSE Intern. Conf. on Planning and Design of Tall Buildings. Betlehem, Vol. 1 b-8, 1972.
- /16/ Bohm, B.: Fully developed polyethylene and wood compartment fires. Technical University of Denmark, Lyngby, (1977).
- /17/ Schneider, Ulrich.; Haksever, Aysen.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil I), Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, (1980).
- /18/ Kawagoe, K.,: Charts for Estimating the equivalent fire duration on the standard temperature-time curve. BRI Res. Paper 45, 1971.
- /19/ Kashiwagi, T.,: A Study of Flame Spread over a Porous Material under External Radiation Fluxes, Fifteenth Symp. on Comb., The Combustion Institute, 1974, pp. 255-265.

- /20/ Quintiere J.,:The Application and Interpretation of a Test Method to Determine the Hazard of Floor Covering Fire Spread in Building Corridors. Int. Sym. Fire Safety of Combustible Materials, Edinburgh, Scotland, 15-17, Oct. 1975, pp. 355-366a.
- /21/ Hägglund, B.: Simulating the Smoke Filling in single Enclosures. Nat. Def. Res. Inst. Dept. 2., FOA Rapport, C 20513-D6, Oct. 1983, ISSN 0347-3694, Stockholm, CIB W14/83/15 (S).
- /22/ Bullen, M. L.,:The Ventilation required to permit growth of a room fire. Fire Res. Station, Borehamwood, Hertfordshire. Paper CP41/78, 1978.
- /23/ Waterman, T. E.,:Determination of Fire Conditions Supporting Room Flashover,Final Rep. IITRI Project, M6131, DASA 1886, Def. Atomic Support Agency, Wash., D.C, Sept. 1966.
- /24/ Haksever, A.,:Stahlbetonstützen bei natürlichen Bränden, Hab. Schrift der Techn. Uni . Istanbul (1982).
- /25/ Mitler, H. E., Rockett, J. A.,:Users' Guide to FIRST, Nat. Bur. of Standards, Nat. Eng. Lab. Center for Fire Res. MD 20899, May 1986. U.S.
- /26/ Mitler, H. E., Emmons, H. W.,:Documentation for CFC V, The fifth Harvard Computer Fire Code, Harvard Uni. Div. Appl. Sciences, NBS Grant Number G7-9011, Am. 10, Cent. for Fire Res. Wash. DC 20234. U.S
- /27/ Chaix, J. M. et al.,: Modele Numerique Stationnaire de la Propagation d'un Feu en Compartiment Ventilee, Bertin et Cie (1979).

- /28/ Quintiere, J. G. et. al.,: The Burning of wood and plastic cribs in an Enclosure. Vol. 1., NBSIR 80-2054, Nat. Bur. of Stan. Cent. for Fire Res. Wash. DC 20234, U.S, 1980.
- /29/ Beyreis, J. R.,et. al.:Properties of Wood Crib Flames, Fire Protection Dept. Underwriters' Laboratories, Inc., Fire Technology, pp. 145-155, 1978.
- /30/ Kordina et. al.,: Int. Meeting of Fire Res. and Test Centres, ITSEMAP Fundacion, 7-9. Oct. Avila, Spain pp 25-41, (1986).

BESTIMMUNG DER WÄRMEÜBERGANGSBEDINGUNGEN
AUF BAUTEILE IM NATÜRLICHEN BRAND

Von

E. Hagen

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung.....	1
2	Experimentelle Möglichkeiten zur Bestimmung des Wärmeübergangs.....	3
2.1	Theoretische Grundlagen zur Meßtechnik.....	3
2.1.1	Vorbemerkung.....	3
2.1.2	Der Wärmeübergangskoeffizient	3
2.1.3	Bestimmung der in das Bauteil fließenden Wärmestromdichte und des Wärmeübergangskoeffizienten.....	4
2.1.4	Der Emissionsfaktor ϵ	9
2.2	Beschreibung der Meßtechnik.....	11
2.2.1	Probekörper.....	11
2.2.2	Bestimmung der Oberflächentemperatur.....	18
2.2.3	Direkte Messung der Wärmestromdichte mit dem Gardon-Gauge.....	21
2.2.4	Strömungsmessung.....	22
3	Meßergebnisse.....	23
3.1	Darstellung der Auswertung anhand eines ausgewählten Versuchs.....	23
3.1.1	Die Randbedingungen des Brandversuchs.....	23
3.1.2	Der Wärmestrom in die Bauteile.....	25
3.1.3	Oberflächentemperaturen an Bauteilen und Brandraumwänden.....	35
3.1.4	Die Wärmeübergangskoeffizienten α	38
3.1.5	Der Emissionsfaktor der Betonoberfläche.....	44
3.2	Übersicht der Ergebnisse aus den anderen Brandversuchen.....	45
3.2.1	Thermische Belastung der Brandraumumfassungsbauteile für verschiedene Brandbelastungen.....	46
3.2.2	Der Einfluß des Bauteilmaterials auf den Wärmeübergang.....	51
3.2.3	Emissionsfaktoren in unterschiedlich großen Brandräumen.....	53
3.3	Fehlerdiskussion.....	55
3.3.1	Fehler bei der Bestimmung der Wärmestromdichte.....	55
3.3.2	Fehler bei der Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten α	57
3.3.3	Fehler bei der Bestimmung des Emissionsfaktors ϵ	58

4 Vergleich der Ergebnisse mit Literaturwerten.....	59
4.1 Der Wärmeübergangskoeffizient.....	59
4.2 Der Emissionsfaktor der Bauteiloberfläche.....	62
5 Zusammenfassung.....	64
6 Verwendete Formenzeichen.....	66
7 Literaturverzeichnis.....	68

1 Einleitung

Das Teilprojekt C3 mit der Thematik "Natürlicher Brand, seine Einflußparameter in kleinen und großen Brandräumen" war mit der Zielsetzung bearbeitet worden, weitere und grundlegende Erkenntnisse über die Brandentstehung und Brandausbreitung sowie über den Temperaturverlauf in größeren Brandabschnitten zu gewinnen. Gleichzeitig sollte durch Bestimmung der zeit- und ortsabhängigen Wärmeübergangsbedingungen die Wirkung der natürlichen Brände auf Bauteile untersucht werden. Grundlage für die Untersuchungen sollten experimentelle Arbeiten sein. Hierbei wurde besonders während der letzten Förderungsperiode des SFB 148 der Schwerpunkt auf Brandversuche in großen Brandabschnitten gelegt.

Das Hauptinteresse dieser Forschungsarbeit war auf den natürlichen Brand gerichtet; hierdurch wurde auch im wesentlichen die Planung und Durchführung der Brandversuche bestimmt. Der Ablauf des natürlichen Brandes in Abhängigkeit von den brandbeeinflussenden, im Experiment gezielt variierten Parametern Brandlast, Ventilation und Brandraumabmessungen wird im Teil 1 des C3-Dreijahresberichtes 1984-1986 /1/ ausführlich diskutiert.

In dem hier vorliegenden Teil des Abschlußberichtes wird die thermische Wirkung des Brandes auf die Brandraumumfassungsbauteile und auf Bauteile, die sich im Brandraum befinden, diskutiert. Zu diesem Zweck mußten die Vorgänge des Wärmeübergangs zwischen den Heißgasen, den Verbrennungsprodukten und den Bauteilen untersucht werden. Für die Wärmebelastung von Bauteilen ist einerseits der Strahlungsaustausch zwischen den Bestandteilen des Brandraumes und andererseits der konvektive Wärmeübergang zwischen den Verbrennungsprodukten und den Bauteilen verantwortlich. Unter dem allgemeinen Begriff "Bestandteile des Brandraumes" werden "Segmente" zusammengefaßt, die für den zu betrachtenden Vorgang des Energieaustauschs jeweils eine homogene Einheit bilden. Im wesentlichen sind das die erweiterte Decke, der erweiterte Boden, die Heißgasschicht, die untere kältere Gasschicht, der Plume und die Brandlast. Mit erweiterter Decke wird die Brandraumdecke und zusätzlich der Teil der Wände, der von der Heißgasschicht bedeckt wird, bezeichnet. Die entsprechende Definition gilt für den erweiterten Boden.

Der Schwerpunkt des Teilprojekts C3 war bei der Projektplanung und -beantragung auf experimentelles Arbeiten gelegt worden. Dieser Sachverhalt bestimmte die Vorgehensweise zur Untersuchung der im letzten Absatz grob umrissenen Problematik: Es mußte versucht werden, die Wärmeströme im Brandraum experimentell zu erfassen und in ihre Einzelkomponenten zu zerlegen. Mit der Kenntnis der Wärmeströme und der für die Wärmeströme verantwortlichen Temperaturgradienten sollten dann Aussagen über Wärmeübergangszahlen gemacht werden. Es herrschte bereits bei der Antragstellung Klarheit darüber, daß wegen der Kürze der verbleibenden Förderungszeit als Ergebnisse keine detaillierten, quantitativen Angaben vorliegen könnten. Vielmehr sollte die mögliche Bandbreite der Wärmeübergangszahlen eingegrenzt werden. Dadurch sollte eine Grundlage für die Abschätzung der maximalen thermischen Belastung von Bauteilen geschaffen werden.

Diese zu untersuchende Problematik ist auch in einem engen Zusammenhang mit den Bauteiluntersuchungen der Teilprojekte A1 und A2 zu sehen: Die gemessenen Temperaturfelder, Erwärmungsgeschwindigkeiten und Wärmeübergangszahlen sollten den theoretischen Berechnungen, die innerhalb dieser Projekte durchgeführt wurden, als Eingangsparameter zur Verfügung gestellt werden.

In dem vorliegenden Bericht werden die experimentellen Möglichkeiten zur Bestimmung des Wärmeübergangs dargestellt. Hierzu ist es notwendig, die Theorie der radiativen und der konvektiven Wärmeübertragung in groben Zügen zu erläutern, da die Vorgänge der Wärmeübertragung für die Meßtechnik ausgenutzt werden. Ferner werden anhand eines ausgewählten Brandversuchs die gemessenen lokalen, instationären Wärmeströme dargestellt und Aussagen über den Emissionsfaktor sowie über den Wärmeübergangskoeffizienten gemacht. Eine Darstellung sämtlicher Meßergebnisse würde den Rahmen dieses Berichtes sprengen; sie sind in einer Versuchsdokumentation /2/ zusammengestellt.

2 Experimentelle Möglichkeiten zur Bestimmung des Wärmeübergangs

2.1 Theoretische Grundlagen zur Meßtechnik

2.1.1 Vorbemerkung

Unter Wärmeübertragung wird im allgemeinen der Wärmetransport von einem Medium mit höherer Temperatur zu einem Medium mit niedrigerer Temperatur verstanden. Haben beide Medien die gleiche Temperatur, dann findet keine Wärmeübertragung statt. Am Wärmetransport sind - meist gleichzeitig - drei physikalisch verschiedenen Vorgänge beteiligt. Es sind dies

- die Wärmeleitung,
- die Wärmekonvektion und
- die Wärmestrahlung.

Die Wärmeleitung und die Wärmekonvektion beruhen auf der Bewegung von Teilchen. Die Wärmestrahlung basiert auf der Tatsache, daß jeder Körper, der sich auf einer Temperatur oberhalb des absoluten Nullpunkts befindet, elektromagnetische Strahlung emittiert. Die Intensität der Strahlung wächst mit der Temperatur des strahlenden Körpers an.

In den folgenden Abschnitten wird auf die für die verwendete Meßtechnik wesentlichen Grundlagen eingegangen.

2.1.2 Der Wärmeübergangskoeffizient α

Für den Wärmeübergang, z.B. zwischen einer festen Wand und einem Gas, gilt der Newtonsche Ansatz der Wärmeübertragung:

$$\dot{q} = \alpha(T_G - T_W) \quad (2.1)$$

Der Proportionalitätsfaktor α in dieser Gleichung wird Wärmeübergangskoeffizient genannt. Wird die Wärmestromdichte \dot{q} in Watt pro m^2 und die Differenz zwischen der Wandoberflächentemperatur T_W und der Gastemperatur T_G in Kelvin gemessen, dann ist die Einheit von α $\text{W}/(\text{m}^2\text{K})$.

Eine experimentelle Bestimmung von α ist kompliziert. Um genaue Aussagen über den konvektiven Wärmeübergang zu erhalten, müssen das Strömungs- und das Temperaturprofil bekannt sein. Hinzu kommt, daß neben der Konvektion auch Effekte der Wärmeleitung und der Wärmestrahlung überlagernd wirken. Die Größe α in der Beziehung (2.1) beschreibt daher einen durch diese Mechanismen hervorgerufenen resultierenden Wärmeübergang:

$$\alpha = \alpha_k + \alpha_e + \alpha_\lambda \quad (2.2)$$

α_k beschreibt den konvektiven, α_λ den durch Wärmeleitung verursachten Anteil und α_e den radiativen Anteil der Wärmeübertragung. Eine Trennung zwischen Wärmeübertragung durch Konvektion und durch Leitung ist schwierig, da beide auf der gleichen Erscheinung, nämlich der Bewegung von Teilchen, beruhen. α_k und α_λ sind abhängig vom Strömungsprofil und von der Temperatur der Gasschicht und von der Oberflächenbeschaffenheit des Bauteils, an das Wärme übertragen wird. Der radiative Anteil α_e ist eine Funktion der Gastemperatur und der Gaszusammensetzung, da jedes Gas bestimmte Strahlungscharakteristiken bezüglich der Strahlungsfrequenz besitzt. Ferner wird α_e entscheidend durch den Emissionsfaktor des Bauteilmaterials, der wiederum temperaturabhängig ist, beeinflusst.

Es ist verständlich, daß derart komplizierte, teilweise mikroskopische Zusammenhänge experimentell nur in Laborversuchen und nicht mit den im Rahmen des C3-Projektes durchgeführten Fullscale-Brandversuchen untersucht werden können. Es ist jedoch möglich, unter Ausnutzung des Newtonschen Ansatzes (2.1) den resultierenden Wärmeübergangskoeffizienten zu bestimmen. Dazu müssen die Gastemperatur, die Wandoberflächentemperatur und die Wärmestromdichte in das Bauteil bekannt sein. Die Wärmestromdichte in das Bauteil kann mit Hilfe der Fourier-Gleichung der Wärmeleitung aus dem Temperaturgradienten im Bauteil bestimmt werden. Dieses Verfahren wird im nächsten Abschnitt beschrieben.

2.1.3 Bestimmung der in das Bauteil fließenden Wärmestromdichte und des Wärmeübergangskoeffizienten

Die Energie, die infolge der Wärmebelastung in das Bauteil oder die Brandraumwände eindringt, wird zum Teil in Form von Wärme gespeichert

und zum Teil fortgeleitet. Die Summe dieser beiden Komponenten kann aus dem zur Oberfläche senkrechten Temperaturgradienten im Bauteil berechnet werden. Zur Bestimmung des Temperaturgradienten wird die Bauteiltemperatur in verschiedenen Abständen von der Bauteiloberfläche gemessen. Für das hier beschriebene Verfahren genügt die Kenntnis der Oberflächentemperatur und die Temperatur eines Meßpunktes in einem definierten Abstand von der Oberfläche. Der komplizierten Bestimmung der Oberflächentemperatur ist ein besonderer Abschnitt gewidmet (2.2.2), die Temperatur im Bauteil kann mit einem dort installierten Thermoelement gemessen werden.

Es werden zur Berechnung des Wärmestroms die folgenden vereinfachten Annahmen gemacht:

- (i) Der Wärmeübergang und der Wärmestrom können eindimensional beschrieben werden.
- (ii) Die Wärmeleitung ist quasistationär, d.h. der Wärmestrom wird innerhalb der gewählten Zeitintervalle als konstant angenommen.
- (iii) Zur Bestimmung der durch ein Bauteilsegment geleiteten Wärme wird in diesem Segment ein konstanter Temperaturgradient angenommen.
- (iiii) Zur Bestimmung der in einem Bauteilsegment gespeicherten Wärmeenergie wird diesem Segment eine mittlere, homogene Temperatur zugeordnet.

Diese für die Berechnung des Wärmestroms notwendigen idealisierten Bedingungen sind anhand der Temperaturverläufe über der Bauteiltiefe in der Abbildung 2.1 verdeutlicht. Der obere Teil (a) der Abbildung zeigt für die Zeiten t_1 und t_2 das Temperaturprofil in einem Bauteil, das zwischen den Zeiten t_1 und t_2 einer Wärmebelastung ausgesetzt war. Im mittleren Teil (b) sind die Verhältnisse so dargestellt, wie sie zur Berechnung der Wärmeleitung vorausgesetzt werden (vgl. (ii) und (iii)). Der untere Teil (c) stellt das zur Berechnung der gespeicherten Energie angenommene Temperaturprofil dar.

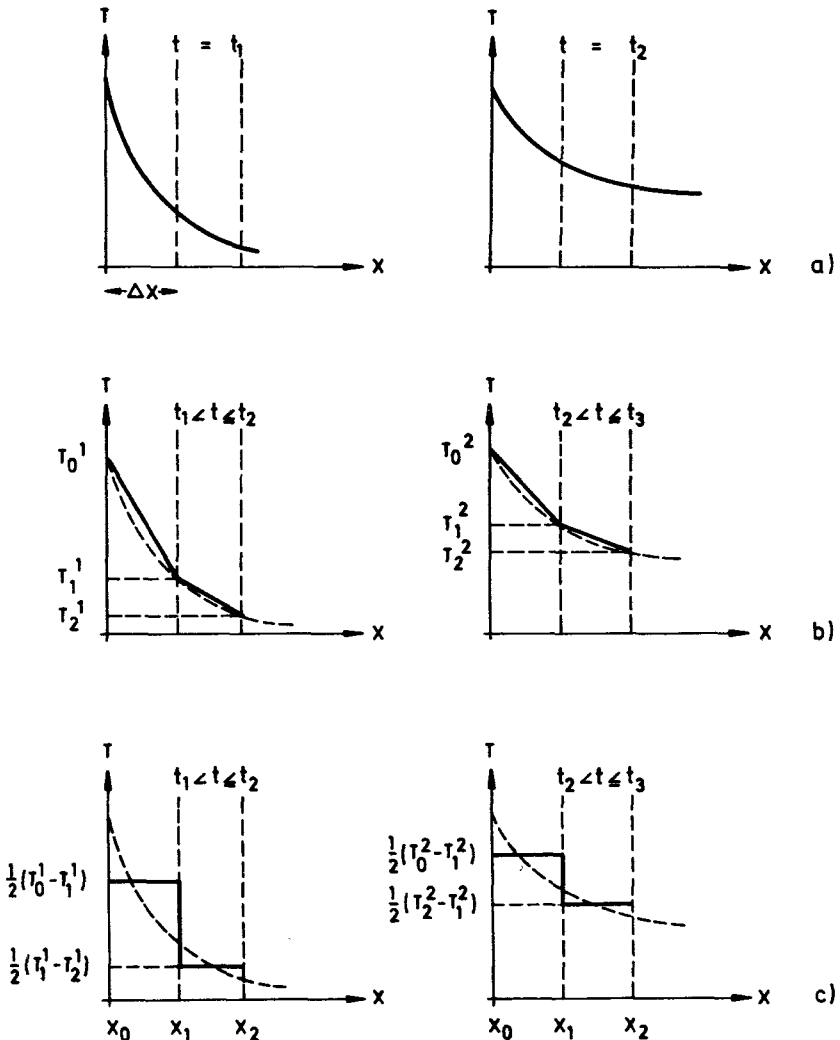


Abb. 2.1 Temperaturverläufe im Bauteil

- a) tatsächlicher Temperaturverlauf für die Zeiten t_1 und t_2
- b) quasistationärer konstanter Temperaturgradient innerhalb der Bauteilsegmente
- c) mittlere homogene Temperaturverteilung in den Bauteilsegmenten

Mit diesen vereinfachten Annahmen ist die im Zeitintervall $t_2 - t_1$ im Bereich von x_0 bis x_1 gespeicherte Energie pro Wandflächeneinheit:

$$\frac{Q^{cp}}{A_w} = c_p \rho dx \left[\frac{1}{2}(T_0^2 - T_1^2) - \frac{1}{2}(T_0^1 - T_1^1) \right] \quad (2.3)$$

Der obere Index an der Temperatur T kennzeichnet den Zeitschritt und der untere Index den Ort oder die Tiefe im Bauteil. Der pro Wandoberflächenelement gespeicherte Wärmestrom \dot{q}^{cp} ergibt sich durch Division durch die Zeitdauer von t_1 bis t_2 :

$$\dot{q}^{cp} = \frac{1}{2} c_p \rho \frac{dx}{t_2 - t_1} (T_0^2 - T_1^2 - T_0^1 + T_1^1) \quad (2.4)$$

Die Größe "Wärme pro Zeit und Fläche" wird mit Wärmestromdichte bezeichnet und in der Einheit Watt pro cm^2 oder kW pro m^2 gemessen.

Der in dem Zeitintervall von t_1 bis t_2 von x_0 nach x_1 geleitete Wärmestrom pro Oberflächeneinheit ergibt sich aus der Fourier-Gleichung zu:

$$\dot{q}^\lambda = -\lambda \frac{T_1^1 - T_0^1}{dx} \quad (2.5)$$

Die gesuchte Größe, nämlich die in die Wand oder das Bauteil eingedrungene Wärmestromdichte \dot{q} , erhält man durch Addition der Größen \dot{q}^{cp} und \dot{q}^λ :

$$\dot{q} = \frac{1}{2} c_p \rho \frac{dx}{t_2 - t_1} (T_0^2 - T_1^2 - T_0^1 + T_1^1) - \lambda \frac{T_1^1 - T_0^1}{dx} \quad (2.6)$$

Als zu messende Größen tauchen in dieser Gleichung die vier Temperaturen T_0^1 , T_0^2 , T_1^1 und T_1^2 auf sowie das Zeitintervall $t_2 - t_1$ und der Meßortabstand dx . Zusätzlich müssen die Materialkennwerte ρ , c_p und λ für die jeweils vorliegende Temperatur und die Materialzusammensetzung bekannt sein.

T_0 entspricht dem T_w in der Gl. (2.1). Um den resultierenden Wärmeübergangskoeffizienten α zu bestimmen, ist neben der Kenntnis der oben angegebenen Meßgrößen noch die Bestimmung der Gastemperatur vor der Bauteiloberfläche notwendig.

Als experimentell schwierig erweist sich nur die Bestimmung der Wandoberflächentemperatur, da hier eine Messung mit Thermoelementen aufgrund des schlechten Wärmekontaktes zwischen Wand und Thermoelement zur Bestimmung der Wärmeübergangszahlen zu ungenau ist. Eine hohe Genauigkeit bei der Temperaturmessung ist aufgrund der Struktur der verwendeten Gleichungen erforderlich. Zur Berechnung des Emissionsfaktors muß die vierte Potenz der Oberflächentemperatur gebildet werden (Gleichung 2.8). In der Gleichung 2.1, mit der der Wärmeübergangsfaktor berechnet wird, steht eine kleine Zahl, nämlich die Differenz aus der Gastemperatur und der Oberflächentemperatur, im Nenner. Die Oberflächentemperatur kann auch durch Extrapolation der in verschiedenen Bauteiltiefen vorgenommenen Temperaturmessungen ermittelt werden. Diese Berechnung wird im Abschnitt 2.2.2 vorgestellt.

Der mit dem hier beschriebenen Verfahren bestimmte Wärmeübergangskoeffizient ist, genau genommen, nicht der Koeffizient, der im Abschnitt 2.1.2 eingeführt wurde. Für den Energiestrom in ein Bauteil, das sich in der Umgebung von strahlenden Körpern wie Plume, Flammen, Brandgut und Brandraumwänden befindet, ist nämlich nicht nur die Temperaturdifferenz zwischen den Heißgasen und der Brandraumwand verantwortlich. Zusätzlich nimmt das Bauteil Energie durch Strahlung auf. Für die Größe des durch Strahlung auf das Bauteil gelangenden Energieanteils ist die relative Lage der strahlenden Körper zueinander wesentlich ausschlaggebend. Da dies von der Brandraumgeometrie und von der Anordnung der Bauteile und der Brandlast im Brandraum abhängt, sind die in diesem Bericht angegebenen Wärmeübergangskoeffizienten sowohl brandraumspezifisch als auch bezogen auf das jeweilige Brandgeschehen und den jeweiligen Meßort im Brandraum zu interpretieren.

Zur Veranschaulichung der soeben beschriebenen Zusammenhänge ist in der Abb. 2.2 ein Energieflußbild dargestellt. Der dem Bauteil, hier durch die Brandraumwand repräsentiert, zugeführte Energiestrom besteht aus einem konvektiven Anteil \dot{q}_k und einem Strahlungsanteil \dot{q}_ε . Sowohl der konvektive Anteil als auch ein Teil des Strahlungsanteils, nämlich \dot{q}_ε^{ab} , dringen in das Bauteil ein und werden dort zum Teil fortgeleitet (\dot{q}_λ) und zum Teil gespeichert (\dot{q}^{cp}). Die nicht in das Bauteil eindringende Strahlungsenergie wird reflektiert (\dot{q}_ε^{re}). Wesentlich für die Energiebilanz des Bauteils ist der vom Bauteil emittierte Energiestrom \dot{q}^{em} . Ist das Bauteil wie in dem hier gezeigten Beispiel eine Brandraumaußenwand,

dann wird auch eine gewisse Energiemenge pro Zeiteinheit an die Umgebung abgegeben, hier mit \dot{q}^{um} bezeichnet. Diese besteht wiederum aus einem konvektiven und einem radiativen Anteil.

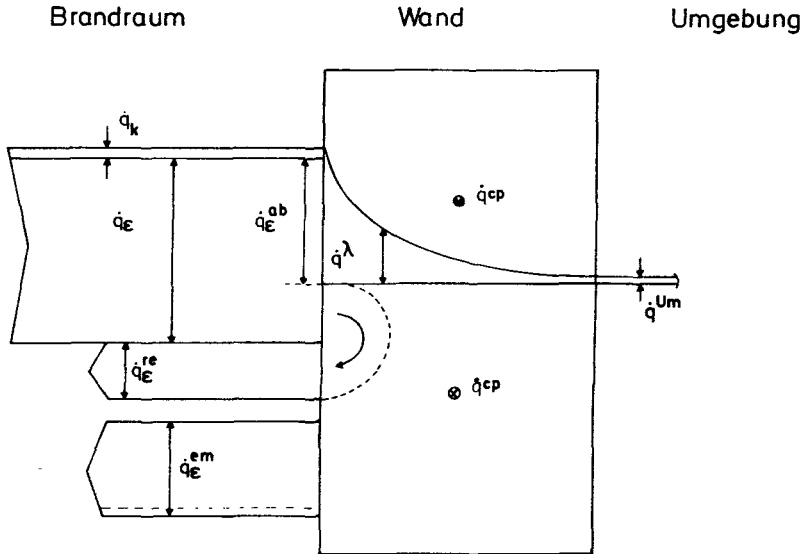


Abb. 2.2 Energieflußbild einer Brandraumwand

2.1.4 Der Emissionsfaktor ϵ

Für die Größenordnung der vom Bauteil absorbierten, reflektierten und emittierten Strahlung ist, neben den im letzten Abschnitt beschriebenen brandraumspezifischen Einflüssen, der Emissionsfaktor ϵ verantwortlich.

Der Emissionsfaktor ist eine im allgemeinen von der Wellenlänge der Strahlung und von der Temperatur der strahlenden Oberfläche abhängige materialspezifische Größe. Diese kann maximal den Wert 1 annehmen. Ein Material, das den Emissionsfaktor 1 hat, besitzt die Strahlungscharakteristik eines sogenannten schwarzen Körpers.

Die Abbildung 2.3 zeigt die spektrale Strahldichte eines schwarzen Körpers in Abhängigkeit von der Wellenlänge der Temperaturstrahlung für

verschiedene Temperaturen. Die spektrale Strahldichte ist die von einem Körper emittierte Wärmestromdichte im Wellenlängenbereich von λ bis $\lambda + d\lambda$. Das für die hier behandelten Probleme Wesentliche an der Abb. 2.3 ist die Erkenntnis, daß durch Messen des von einer Oberfläche emittierten Wärmestroms in einem bestimmten Wellenlängenbereich eindeutig auf die Temperatur des strahlenden Körpers geschlossen werden kann.

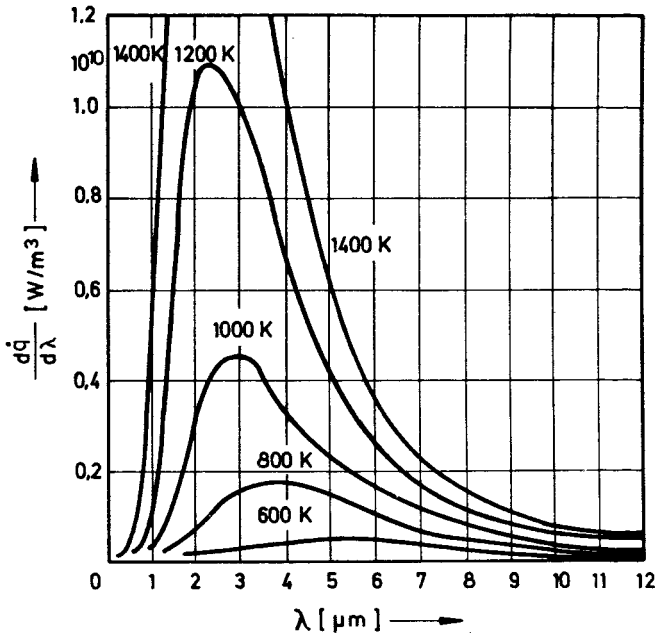


Abb. 2.3 Strahlungskurven eines schwarzen Körpers

Bei diesem Verfahren der optischen Pyrometrie wird die sogenannte "schwarze Temperatur" bestimmt; d.h. es wird die Temperatur ermittelt, die ein schwarzer Körper hätte, der Strahlung der gemessenen Wärmestromdichte emittiert. Bei den hier zu untersuchenden Bauteilen mit Oberflächen aus Beton, Stahl oder Mauerwerk handelt es sich jedoch nicht um schwarze Körper, sondern näherungsweise um sogenannte "graue Strahler". Hierunter versteht man Körper mit solchen Oberflächen, deren Emissionsfaktor zwar konstant, aber kleiner als 1 ist. Das bedeutet, daß für einen grauen Strahler die Kurven der Abbildung 2.3 der spektralen Verteilung

lung nach zwar gleich bleiben; die Absolutwerte der spektralen Strahldichte sind jedoch um den Faktor ϵ kleiner. Die Folge davon ist, daß die mit der optischen Pyrometrie gemessenen Temperaturwerte eines grauen Strahlers stets niedriger als die wirklich an der Oberfläche vorliegenden Temperaturen sind, da der schwarze Körper schon bei einer niedrigeren Temperatur die gleiche spektrale Strahldichte erreicht hätte.

Dies läßt sich zur Bestimmung des Emissionsfaktors ausnutzen. Bei gleichzeitiger Kenntnis der schwarzen Temperatur T_S und der wirklichen Oberflächentemperatur T_W kann nämlich unter Ausnutzung des Stefan-Boltzmann-Gesetzes der Emissionsfaktor berechnet werden. Es gilt:

$$\dot{q}_\epsilon^{em} = \sigma T_S^4 \quad (2.7a)$$

$$\dot{q}_\epsilon^{em} = \sigma \epsilon T_W^4 \quad (2.7b)$$

\dot{q}_ϵ^{em} ist die von der Oberfläche emittierte Wärmestromdichte und ϵ die Stefan-Boltzmann-Konstante. Die Verknüpfung dieser beiden Gleichungen liefert eine Berechnungsmöglichkeit für den Emissionsfaktor:

$$\epsilon = \frac{T_S^4}{T_W^4} \quad (2.8)$$

T_S wurde in den diesem Bericht zugrunde liegenden Versuchen mit optischen Strahlungs-pyrometern gemessen. T_W wurde durch Extrapolation des Temperaturgradienten im Bauteil berechnet (vgl. Kap. 2.2.2).

2.2 Beschreibung der Meßtechnik

2.2.1 Probekörper

Um nach dem in Abschnitt 2.1.3 beschriebenen Verfahren den brandraumspezifischen und auf das jeweilige Brandgeschehen bezogenen ortsabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten α zu bestimmen, wurden an unterschiedlichen Brandraumorten Probekörper angebracht. Als Bauteilsimulation wurden Stahlbetonstützenstummel, Verbundstützenstummel und geschützte und ungeschützte Stahlträger in den Brandraum gestellt. Außerdem wurde im Deckenbereich ein Balken angebracht, der einen Deckenunterzug simulieren

sollte. Im Bereich von Deckenunterzügen werden nämlich besonders starke Wärmestrombelastungen erwartet, da sich dort durch erzwungene Umlenkung von Flammen und Heißgasen große Strömungsgeschwindigkeiten und dadurch größere Wärmeübergangskoeffizienten ergeben können. In die Brandraumwände, die Brandraumdecke und den Brandraumboden wurden Meßsteine eingebaut, die zur Bestimmung des Temperaturprofils mit Thermoelementen in unterschiedlichen Abständen von der jeweiligen Oberfläche versehen waren.

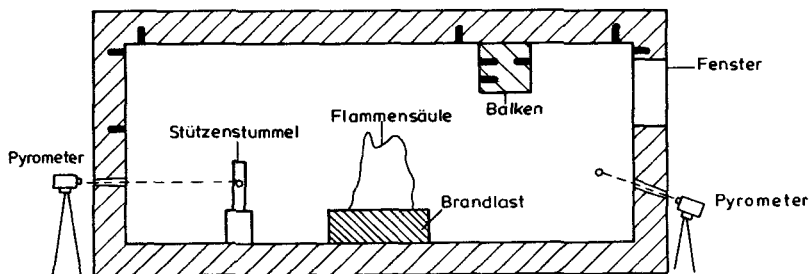


Abb. 2.4 Meßsteine und Bauteile im Brandversuch

Die Abb. 2.4 zeigt die Bestückung eines Brandraumes mit Meßsteinen und Bauteilen. Obwohl der Brandraum aus Gasbetonumfassungsbauteilen bestand, wurden hauptsächlich Meßsteine aus Normalbeton verwendet. Hierfür gab es mehrere Gründe: Zum einen sind Betonmeßsteine leichter herstellbar und mehrmals einsetzbar. Die Gasbetonmeßsteine hingegen wurden durch Korrosion des Ni-Schenkels des Thermoelements häufig während des Brandversuchs zerstört. Weiterhin fließt aufgrund der höheren Wärmeleitfähigkeit ein größerer Wärmestrom in die Betonsteine. Die dadurch auftretenden größeren Temperaturgradienten sind experimentell genauer zu erfassen. Ein direkter Vergleich der Wärmeübergangszahlen, die an unmittelbar benachbarten Meßsteinen aus verschiedenen Materialien ermittelt wurden, wurde durchgeführt. Es zeigte sich, daß die α -Koeffizienten und auch die ϵ -Werte für den Wärmeübergang auf Gasbeton und auf Normalbeton im Rahmen der Genauigkeit des angewendeten Verfahrens gleich waren.

Die Abbildungen 2.5 bis 2.10 zeigen den Aufbau der verwendeten Probekörper und die Lage der Thermoelemente innerhalb der Bauteile. Die Gasbe-

ton-Meßsteine wurden mittels Bohrungen, die in definierten Abständen angebracht wurden, mit Thermoelementen versehen. Bei den Betonmeßsteinen, den Stahlbeton- und den Verbundbauteilen wurden vor dem Betonieren Thermoelementleitern in der Schalung angebracht. An den Stahlbauteilen wurden die Thermoelemente mit einem Elektroschweißgerät befestigt.

Im Abschnitt 3.2 ist für die jeweiligen Versuche die Anordnung dieser Bauteile und Meßsteine im Brandraum angegeben. Dort sind auch die gemessenen Temperatur-Zeit-Verläufe, die damit berechneten Wärmestromdichten und die Wärmeübergangskoeffizienten zusammengefaßt.

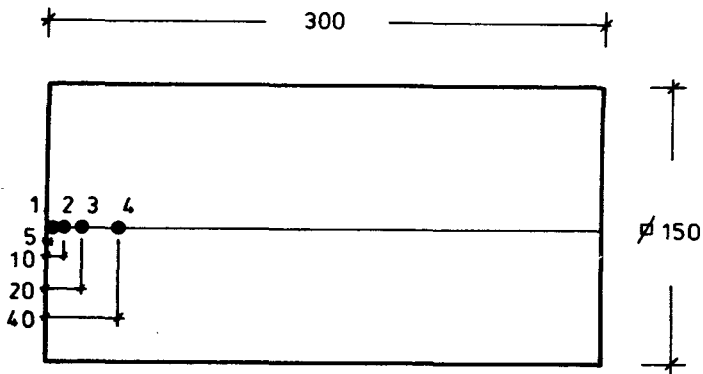


Abb. 2.5 Gasbetonmeßstein in der Wand

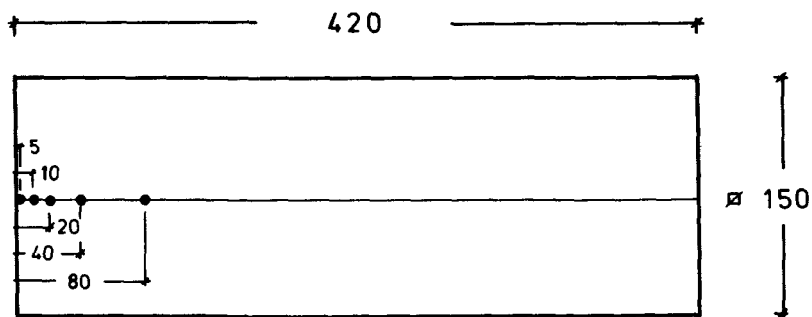
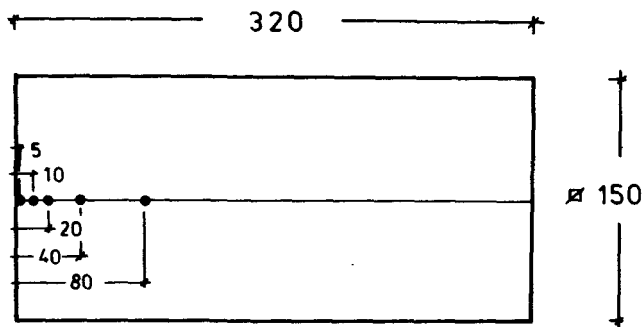


Abb. 2.6 Stahlbetonbetonmeßstein für Wand und Decke

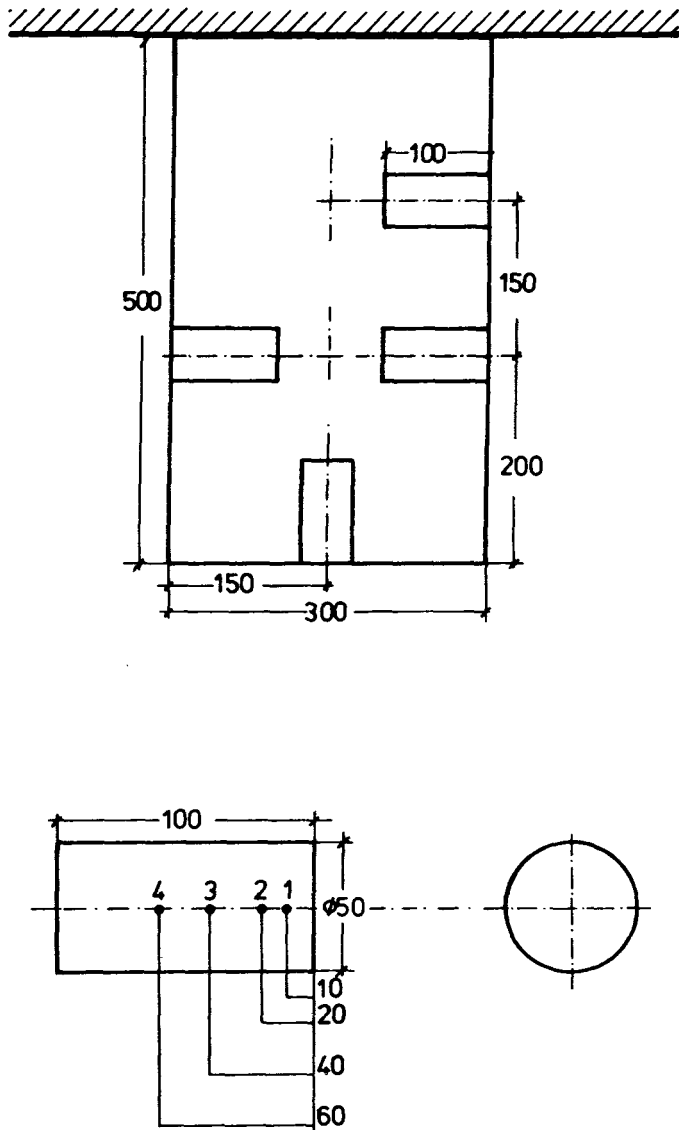


Abb. 2.7 Deckenunterzug mit Meßsteinen (oben) und Gasbetonmeßstein mit Temperaturmeßstellen (unten)

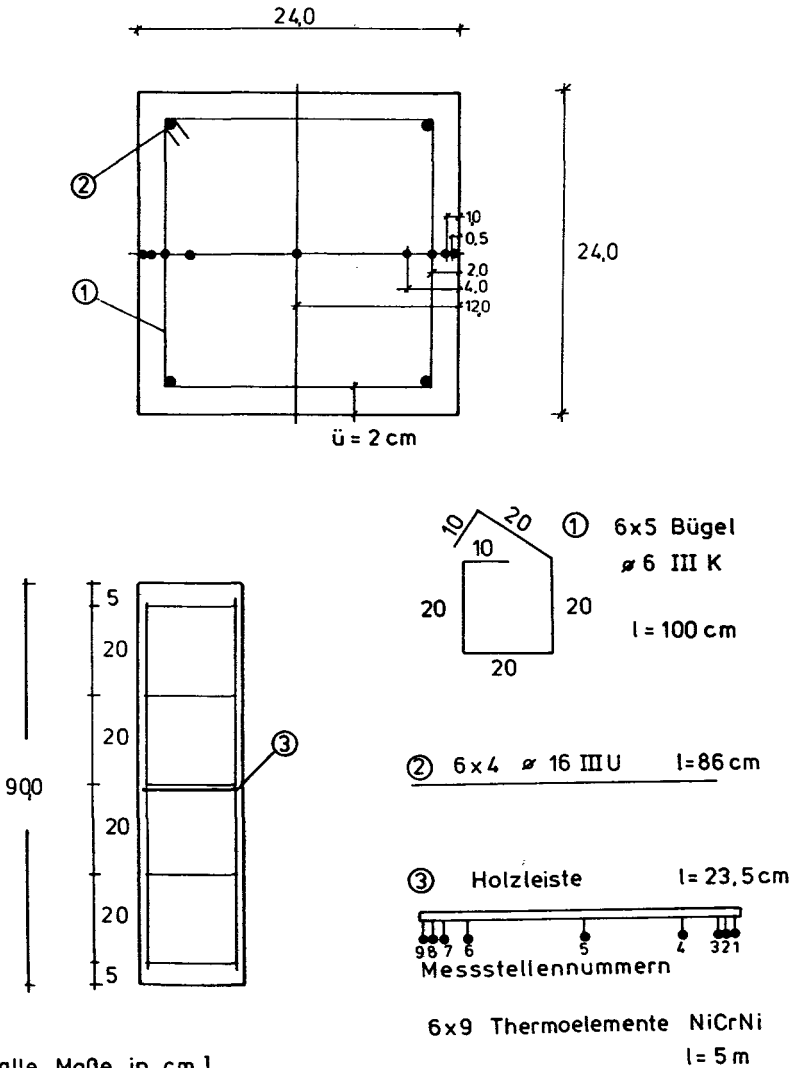


Abb. 2.8 Konstruktionszeichnung des Stahlbeton-Stützenstummels

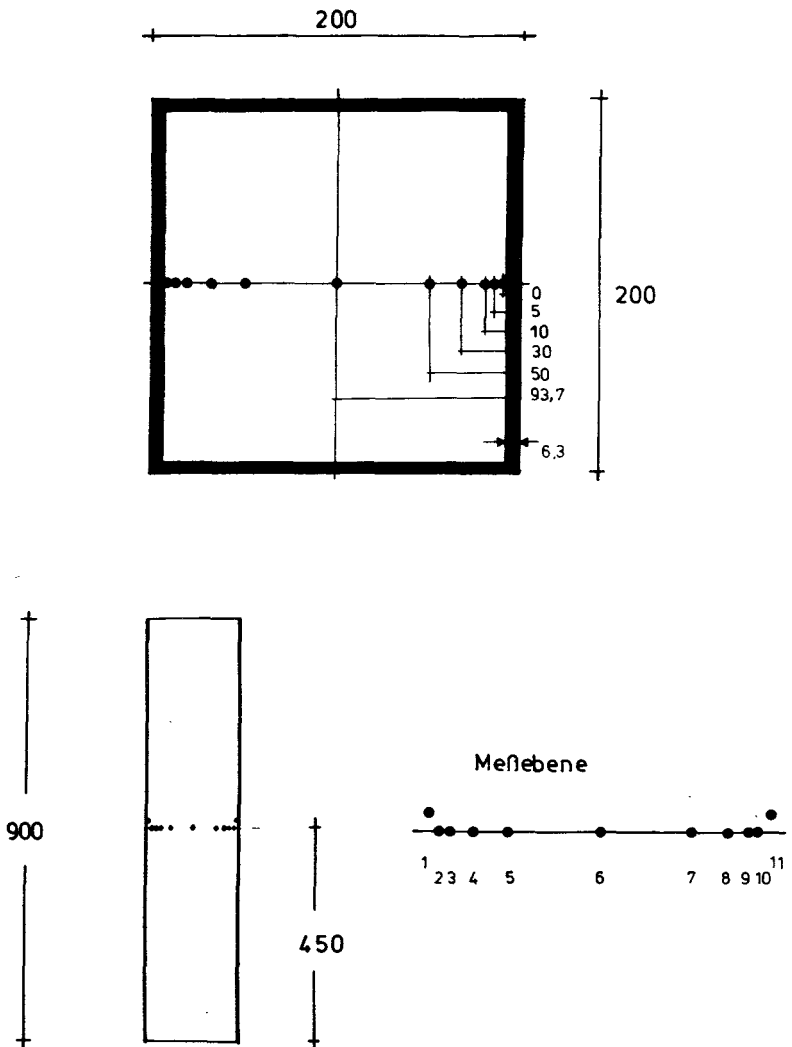


Abb. 2.9 Konstruktionszeichnung des Verbund-Stützenstummels

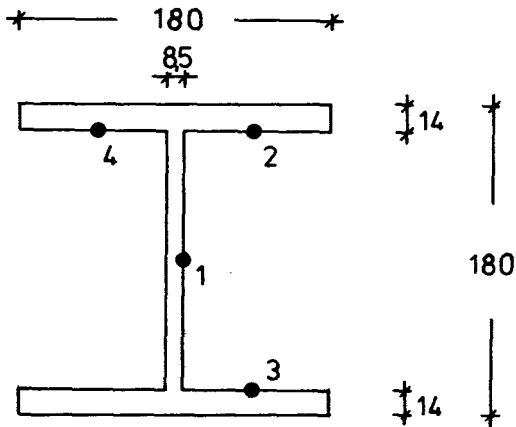


Abb. 2.10 Konstruktionszeichnung des Stahl-Stützenstummels, IPB 180
Schnitt in 40 cm Höhe

2.2.2 Bestimmung der Oberflächentemperatur

Der experimentell schwierigen Bestimmung der Bauteil- und Wandoberflächentemperaturen kommt wegen der daraus möglichen Berechnung des Emissionsfaktors und des Wärmeübergangskoeffizienten eine große Bedeutung zu. Es wurden hierzu drei verschiedene Verfahren erprobt und angewendet:

- (i) Messung mit NiCr-Ni-Thermoelementen
- (ii) optische Pyrometrie
- (iii) Berechnung durch Extrapolation des Bauteiltemperaturprofils

Zu i)

Die direkte Messung von Oberflächentemperaturen mit Thermoelementen ist problematisch, da der erforderliche gute Wärmeübergang zwischen Thermoelement und Oberfläche nicht ohne Störung der Meßstelle herstellbar ist. Es wurden zwei verschiedene Befestigungsarten verwendet, nämlich das Aufkleben eines mit einem Thermoelement bestückten Kupferplättchens an der Bauteiloberfläche und das Überstreichen der an der Bauteiloberfläche fixierten Thermoelementperle mit einer sehr dünnen Schicht Mörtel. In beiden Fällen war der Erfolg wechselhaft, da die Verbindung

Bauteil - Thermoelement nicht immer der Brandbeanspruchung standhielt. Im Abschnitt 3.1.2 werden die gemessenen Oberflächentemperaturen denen aus der Extrapolation berechneten (iii) gegenübergestellt.

Zu ii)

Wie im Abschnitt 2.1.4 ausgeführt ist, wird mit Hilfe der optischen Pyrometrie die sogenannte "schwarze Temperatur" der Oberfläche bestimmt. Zu diesem Zweck müssen Strahlungspyrometer, die sich außerhalb des Brandraums befinden, die von der zu untersuchenden Oberfläche emittierte Wärmestrahlung empfangen. Es wurden mit diesen Geräten die Bauteile an den Stellen angepeilt, an denen auch Oberflächenthermoelemente angebracht waren.

Die zu messende Temperaturstrahlung muß, bevor sie das Strahlungspyrometer erreicht, teilweise auch Brandgase durchdringen. Es ist daher bei der Auswahl der Pyrometer zu beachten, daß die Meßgeräte nur solche Strahlung weiter auswerten, die auf dem Weg vom Meßort zum Pyrometer nicht geschwächt wird. Als störend können sich bei Brandprodukten von Holzbränden die hauptsächlich durch die Wasser- und Kohlendioxidmoleküle hervorgerufenen starken Absorptionsbanden erweisen. Diese liegen im Bereich von 5 bis 7 μm (H_2O) und 14 bis 18 μm (H_2O und CO_2). Zum Einsatz kamen daher Meßgeräte, die die in der Abbildung 2.3 gezeichneten Kurven von 8 μm bis 12 μm integrieren und aus der in diesem Wellenlängenbereich emittierten Wärmestromdichte die schwarze Temperatur ermitteln.

Zu iii)

Zur Berechnung der Bauteiloberflächentemperatur aus dem Temperaturprofil werden dieselben vereinfachenden Annahmen getroffen, die im Kapitel 2.1.3 beschrieben und in der Abbildung 2.1 veranschaulicht sind.

Die Abb. 2.11 zeigt für einen bestimmten Zeitpunkt den Temperaturverlauf über der Bauteiltiefe. Der Ort x_0 ist die Bauteiloberfläche, in den Tiefen x_1 und x_2 befinden sich Thermoelemente. Um aus den dort registrierten Temperaturen auf die Oberflächentemperatur T_0 zu schließen, wird in der Tiefe x_1 für den Zeitschritt von t_{i-1} bis t_i eine Wärmebilanz aufgestellt.

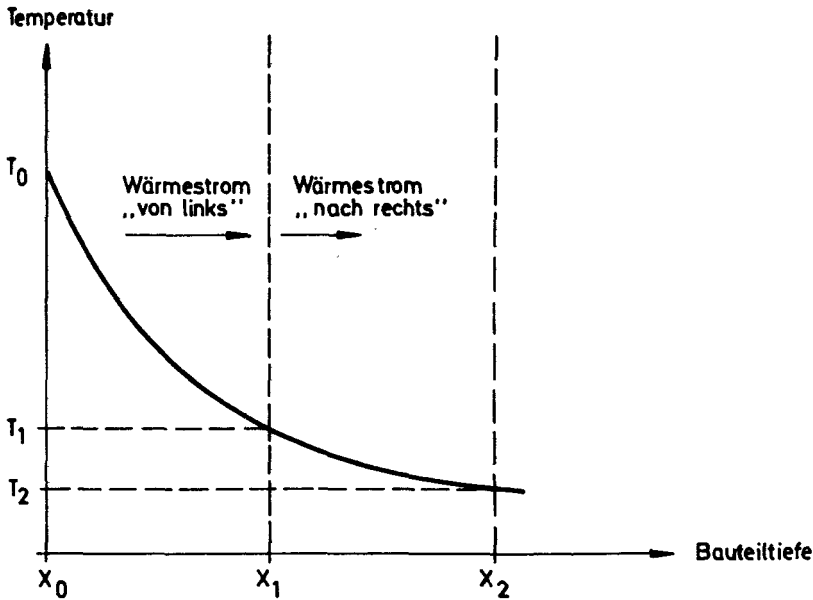


Abb. 2.11 Temperaturprofil im Bauteil für den Zeitpunkt "i"

Von links fließt in die Ebene x_1 die aufgrund der Temperaturdifferenz zwischen x_0 und x_1 geleitete Wärme abzüglich der zwischen x_0 und x_1 gespeicherten Wärme (siehe Abbildung 2.11) hinein. Nach rechts fließt aus der Ebene x_1 die aufgrund der Temperaturdifferenz zwischen x_1 und x_2 geleitete Wärme zuzüglich der zwischen x_1 und x_2 gespeicherten Wärme heraus. Es gilt:

Wärmestromdichte "von links" = Wärmestromdichte "nach rechts"

Mit den oben beschriebenen Vereinfachungen erhält man aus dieser Bilanz die Gleichung (2.9):

$$\begin{aligned}
 \lambda \frac{T_0^{i-1} - T_1^{i-1}}{x_1 - x_0} - \frac{1}{2} \rho c_p \frac{x_1 - x_0}{t_i - t_{i-1}} (T_0^i + T_1^i - T_0^{i-1} - T_1^{i-1}) &= \\
 = \lambda \frac{T_1^{i-1} - T_2^{i-1}}{x_2 - x_1} + \frac{1}{2} \rho c_p \frac{x_2 - x_1}{t_i - t_{i-1}} (T_1^i + T_2^i - T_1^{i-1} - T_2^{i-1}) & \quad (2.9)
 \end{aligned}$$

Der obere Index an der Temperatur T kennzeichnet den Zeitschritt und der untere Index den Ort oder die Tiefe im Bauteil. In den verwendeten Bauteilen waren die Thermoelemente aequidistant mit dem Abstand Δx installiert; auch der Abstand von der Bauteiloberfläche zum oberflächennächsten Thermoelement betrug Δx . Dadurch vereinfacht sich die Gleichung (2.9) zu

$$T_0^i = \frac{2\Delta t}{\Delta x^2} \frac{\lambda}{\rho c_p} (T_0^{i-1} - 2T_1^{i-1} + T_2^{i-1}) + T_0^{i-1} - 2T_1^{i-1} + 2T_1^{i-1} - T_2^i + T_2^{i-1}, \quad (2.10)$$

mit $\Delta t = t_i - t_{i-1}$

Zur Berechnung der Oberflächentemperatur T_0^i zum Zeitpunkt i müssen also neben der materialspezifischen Temperaturleitfähigkeit $\lambda/(\rho c_p)$ von dem gleichen Zeitpunkt die Temperaturen T_1^i und T_2^i und vom vorhergehenden Zeitpunkt ($i-1$) die Temperaturen T_0^{i-1} , T_1^{i-1} und T_2^{i-1} bekannt sein. Das Verfahren muß daher mit einer bekannten Oberflächentemperatur zu irgendeinem Zeitpunkt begonnen werden. Hierzu wird die Zeit $t = 0$ mit der Oberflächentemperatur $T_0 = T_{\text{Umgebung}}$ gewählt.

2.2.3 Direkte Messung der Wärmestromdichte mit dem Gardon-Gauge

Das Gardon Gauge ist ein Meßgerät, das vom National Bureau of Standards entwickelt und geeicht wurde. Es erlaubt aufgrund der Eichung, die durch Bestrahlung des Meßgeräts mit definierten Wärmeströmen geschieht, die direkte Messung von Wärmestromdichten. Wegen der zum Schutz des Gerätes notwendigen Wasserkühlung wurde es nur zur Messung des auf die Brandraumwände auftreffenden Wärmestroms verwendet, da eine Verlegung der Kühlleitung im Brandraum zu aufwendig gewesen wäre.

Die Abbildung 2.12 zeigt in einer Prinzipskizze das Meßgerät in der Brandraumwand und die Funktionsweise. Als Meßgröße dient der durch eine Thermospannung hervorgerufene elektrische Strom. Die Thermospannung wird von zwei Thermoelementen aufrecht erhalten, die sich auf unterschiedlichem Temperaturniveau befinden: Das eine ist in der Mitte der runden Stirnseite des Gardon Gauge angebracht, das andere am Rand im Wirkungsbereich der Wasserkühlung. Der auf die Folie auftreffende

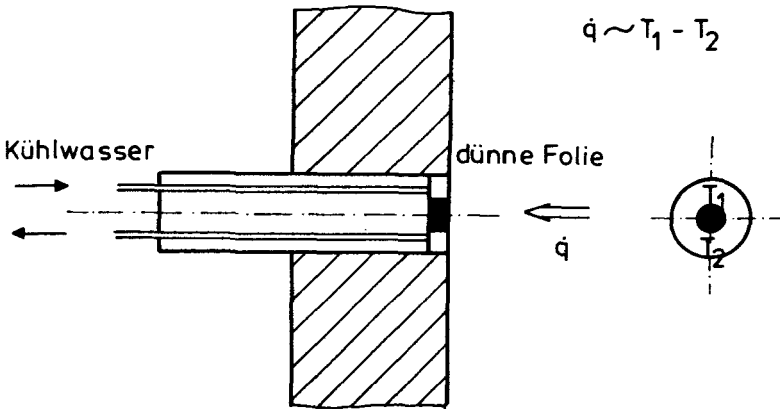


Abb. 2.12 Prinzipskizze des Gardon-Gaue

Wärmestrom \dot{q} erzeugt also in Verbindung mit der Wasserkühlung die Temperaturdifferenz $T_1 - T_2$ und wird aufgrund dieser Temperaturdifferenz radial nach außen abgeführt.

2.2.4 Strömungsmessung

Mit Hilfe von Strömungsmeßgeräten sollten die Bereiche der Brandraumumfassungsbauerteile aufgefunden werden, die durch strömende Heißgase einer besonders starken konvektiven Wärmebelastung ausgesetzt waren. Außerdem sollte eine eventuelle Abhängigkeit des Wärmeübergangsfaktors von der Strömungsgeschwindigkeit untersucht werden. Hierbei erwiesen sich die zur Verfügung stehenden Meßgeräte als zu unempfindlich. Es wurden Prandtl-Staurohre und Bidirectional probes /3/ eingesetzt. Die Bidirectional probes wurden an empfindliche Differenzdruckmeßgeräte angeschlossen. Die Ausgangssignale waren jedoch so schwach, daß das erwartete Meßsignal teilweise nur schwer zu interpretieren war.

3 Meßergebnisse

3.1 Darstellung der Auswertung anhand eines ausgewählten Versuchs

3.1.1 Die Randbedingungen des Brandversuchs

Das Auswertverfahren wird anhand des Versuchs SF-84/5 dargestellt. Die Randbedingungen dieses Brandversuchs sind in /1/ ausführlich beschrieben. Es wurden in einem Brandraum mit Gasbetonwänden, -decke und -fußboden zwei Holzkrippenstapel, von denen jeder 500 kg wog, verbrannt. Als Ventilationsöffnung diente eine 2 m breite und 3,3 m hohe Tür. Der Brandraum hatte eine Grundfläche von 14,4 m x 7,2 m und war 3,6 m hoch. In der Abb. 3.1 sind die Versuchsrandbedingungen dargestellt.

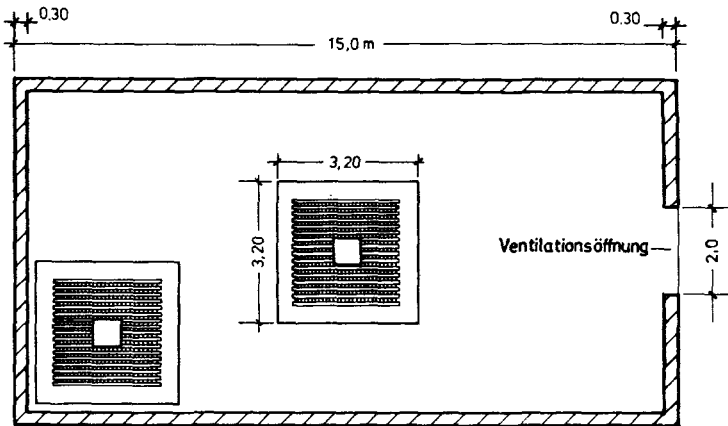
Während des Brandversuchs betrug die maximale Abbrandrate 27 kg Holz pro Minute, das entspricht einer Energiefreisetzung von ungefähr 7 MW. Die Temperatur im Brandraum erreichte je nach Höhe über dem Brandraumboden Werte zwischen 600 °C und 930 °C. Die vollständigen Versuchsergebnisse und die Analyse der Ergebnisse betreffend Brandentwicklung und Brandablauf können dem Bericht C3-1 /1/ und der Dokumentation der Brandversuche /2/ entnommen werden.

Die für die Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen wesentliche Bestückung des Brandraums mit Probekörpern ist der Abb. 3.10 zu entnehmen. Es wurden neben den Beton- und Gasbetonmeßsteinen während des Brandversuchs SF-84/5 ein Stahlbetonstützenstummel, ein Verbundstützenstummel, ein isolierter Stahlstützenstummel und ein ungeschützter Stahlstützenstummel eingesetzt.

Die zur Bestimmung des ϵ -Faktors notwendige pyrometrische Temperaturmessung wurde an der Oberfläche des Stahlbetonstützenstummels vorgenommen (vgl. Abb. 2.4). Die Gastemperaturen in der Nähe der Meßsteinoberfläche und der Stützenstummeloberfläche sind mit Absaugpyrometern oder mit NiCr-Ni-Mantelthermoelementen gemessen worden.

In den folgenden Abschnitten werden die zur Bestimmung der Wärmeübergangszahlen benötigten Wärmeströme und Oberflächentemperaturen sowie die

Draufsicht



Seitenansicht

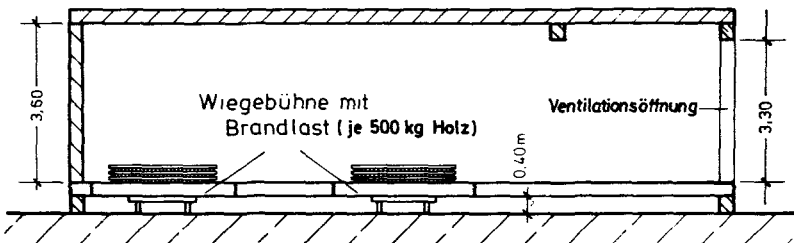


Abb. 3.1 Randbedingungen des Brandversuchs SF-84/5

Wärmeübergangszahlen α und ϵ vorgestellt. Das im Kapitel 2.1 theoretisch begründete Verfahren wird anhand eines Probekörpers demonstriert. Anschließend werden die Ergebnisse aller Meßsteine aufgelistet, und die lokalen Unterschiede werden diskutiert.

3.1.2 Der Wärmestrom in die Bauteile

Der Wärmestrom in die Bauteile wird mit Hilfe des Temperaturgradienten im Bauteil aus der Gleichung (2.6) berechnet. Die Abb. 3.2 zeigt die in dem Betonmeßstein 2 (vgl. Abb. 3.10) gemessenen Temperaturen. Die Kurven gehören zu den Bauteiltiefen 5 mm, 10 mm, 20 mm, 40 mm, 60 mm und 80 mm und 80 mm.

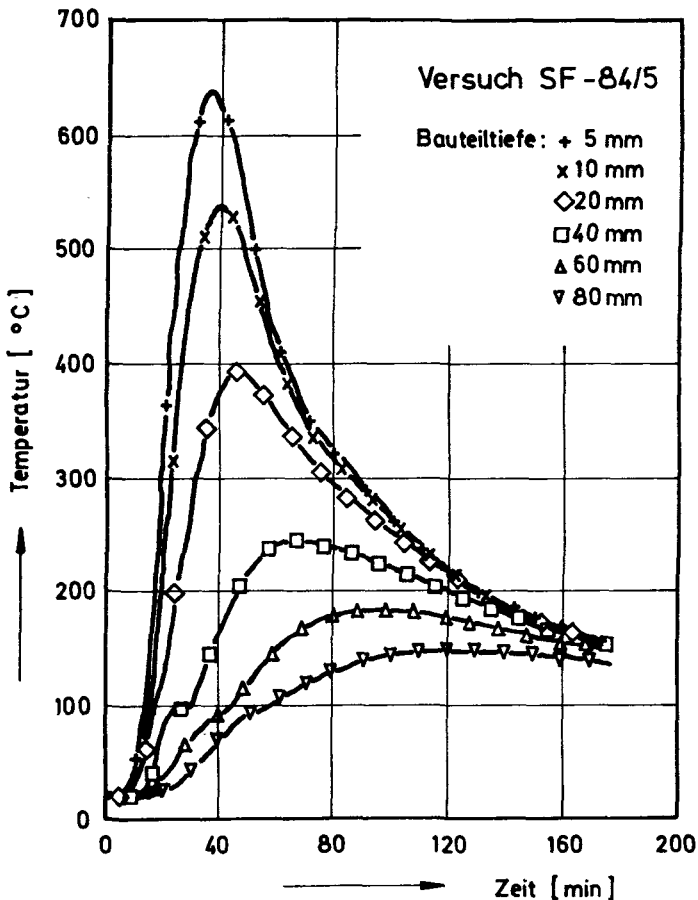


Abb. 3.2 Temperatur-Zeitkurven für den Meßstein 2

Aus diesen Temperaturzeitkurven ist der in der Abb. 3.3 für verschiedene Zeiten dargestellte Temperaturverlauf in Abhängigkeit von der Meßsteintiefe berechnet worden. In dem Bild sind bereits die durch Extrapolation gewonnenen Oberflächentemperaturen (Tiefe = 0 mm) mit aufgezeichnet.

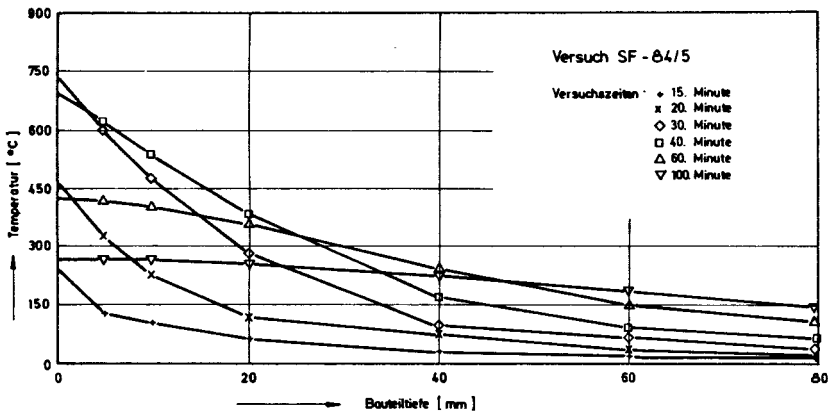


Abb. 3.3 Temperaturgradient im Meßstein 2

Unter Berücksichtigung der Materialgesetze für c_p , ρ und λ ist aus den Temperaturgradienten die Wärmestromdichte der Abbildung 3.4 berechnet worden. Zur Zeit der maximalen Energiefreisetzung, das ist etwa während der 20. Minute, fließen 30 kW an Wärmeleistung pro Quadratmeter in den Betonmeßstein.

In den Bildern 3.5 bis 3.9 sind die an anderen Meßsteinen registrierten Wärmeströme zu sehen. Die Abb. 3.5 zeigt die Meßwerte der Dachmeßsteine 1 und 2 und die Abb. 3.6 die der Meßsteine in der sog. "erweiterten Decke" im unmittelbaren Flammenbereich. Die in die Gasbeton-Meßsteine im Deckenbalken hineinfließenden Wärmeströme sind in der Abb. 3.7 dargestellt.

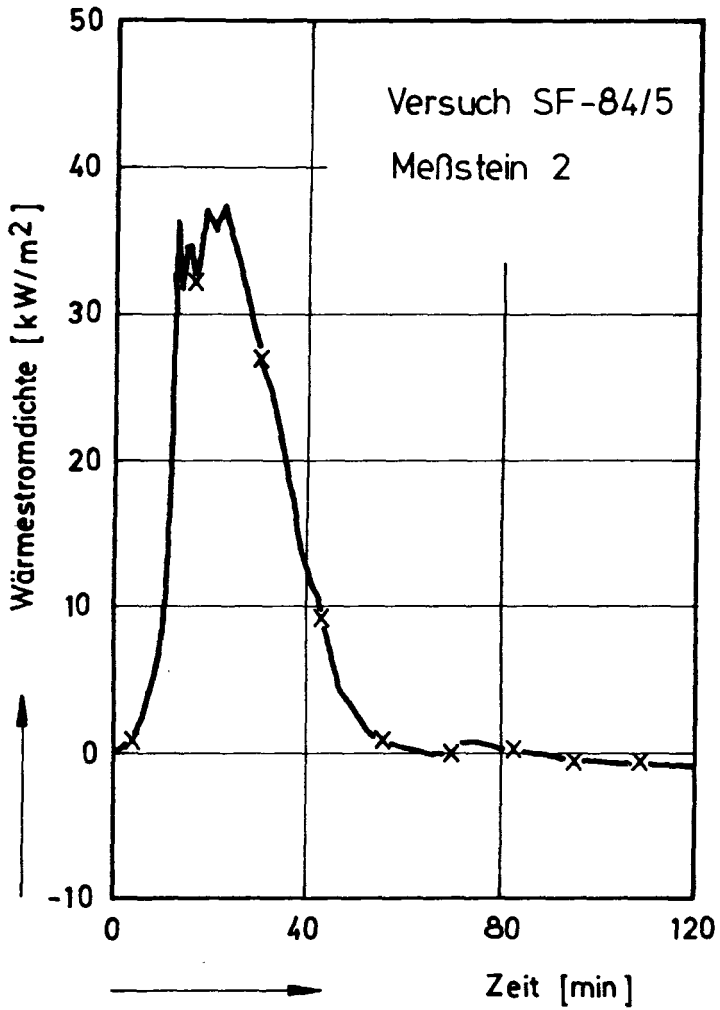


Abb. 3.4 Wärmestromdichte in den Meßstein 2

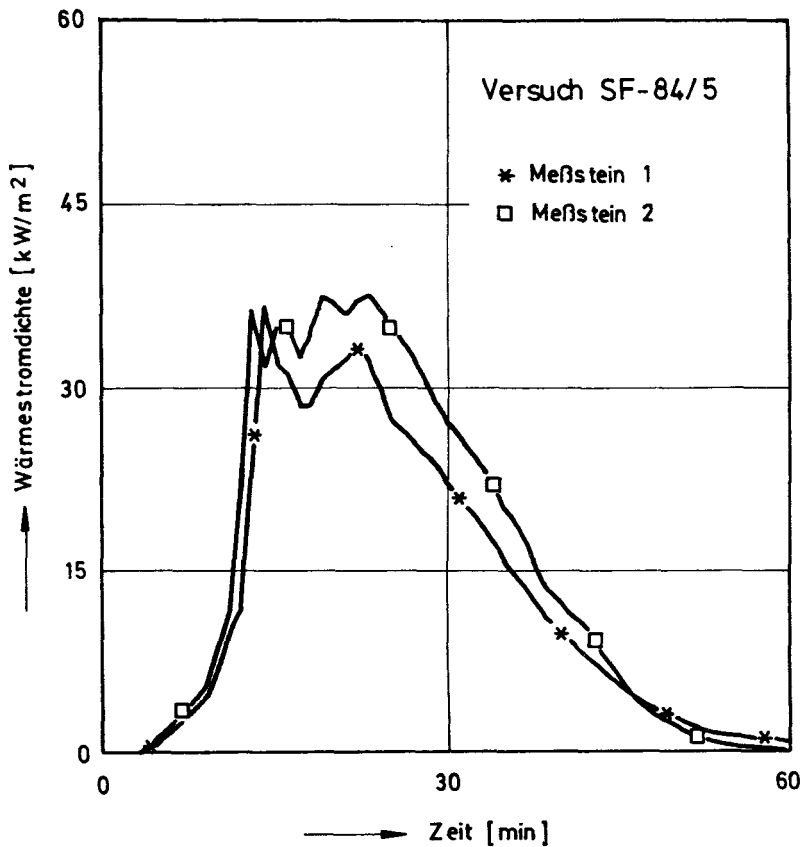


Abb. 3.5 Wärmestromdichten für Meßsteine im Dach

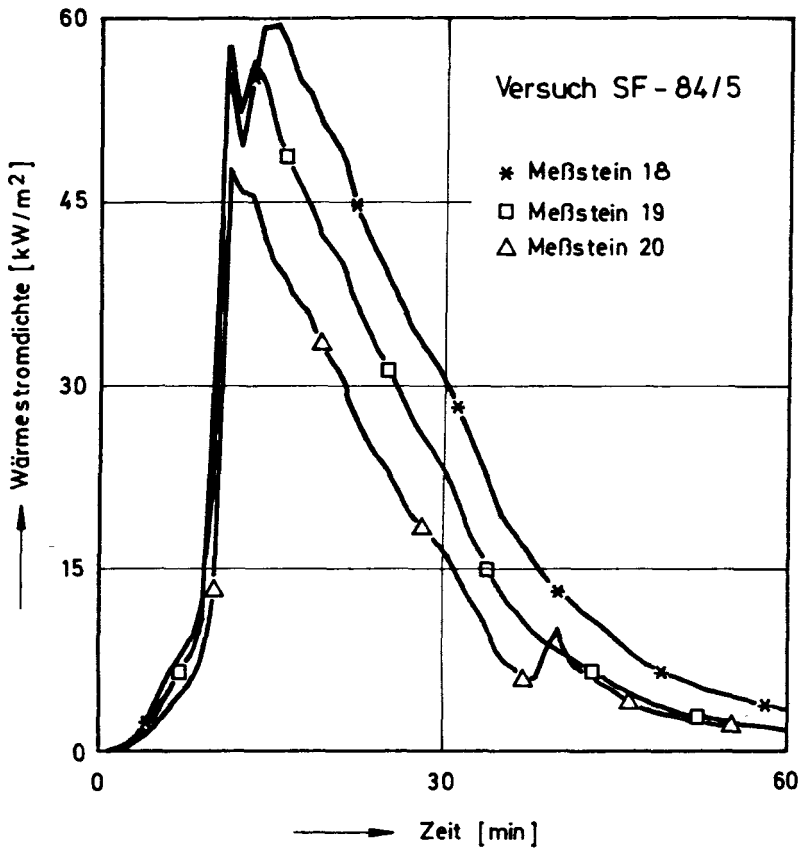


Abb. 3.6 Wärmestromdichten für Meßsteine im Flammenbereich

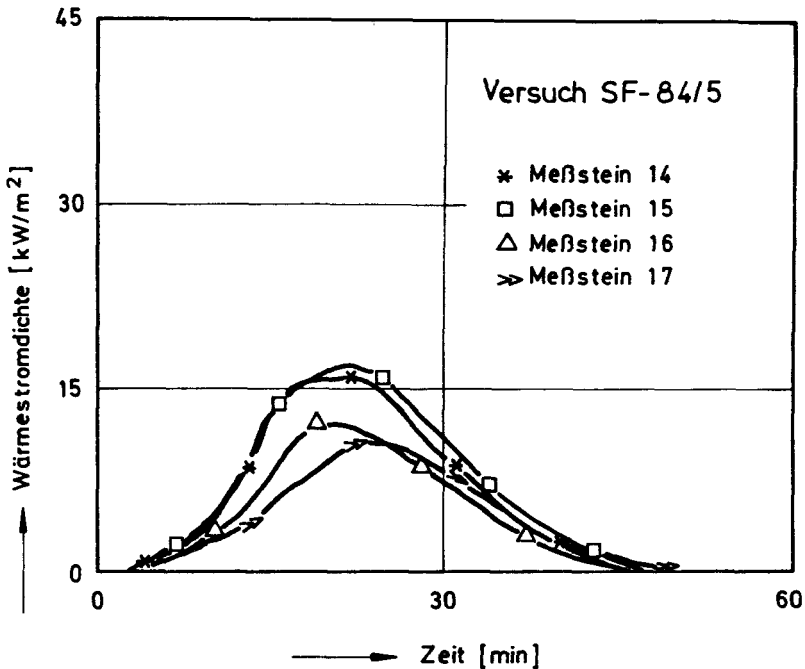


Abb. 3.7 Wärmestromdichten für Gasbetonmeßsteine im Deckenunterzug

Ein Vergleich der Werte aus der Abb. 3.5 und der aus der Abb. 3.7 zeigt, daß in die Deckenbalkenmeßsteine deutlich weniger Wärmeenergie eindringt als in den Dachmeßstein 1 aus Beton, der sich in der Nähe des Deckenbalkens befindet. Der Grund hierfür sind die unterschiedlichen Stoffdaten von Normalbeton und Gasbeton. Insbesondere die sehr unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeiten von Gasbeton ($\lambda = 0,16 \text{ W/mK}$) und Beton ($\lambda = 1,0 \text{ W/mK}$) bewirken das materialabhängige Meßergebnis. Die Abb. 3.8 zeigt als direkten Vergleich von Wärmeströmen in unterschiedlichen Materialien bei sonst gleichen Bedingungen die Werte für die Meßsteine 8 und 13: Am Meßstein 8 aus Beton wurden Werte bis zu 40 kW/m^2 ermittelt, am Meßstein 13 aus Gasbeton nur Werte bis zu 17 kW/m^2 .

Die Abb. 3.9 soll die lokalen Unterschiede der Wärmebelastung der Brandraumumfassungsbauteile zeigen: Meßstein 20 befand sich in der Nähe eines Brandlaststapels und ca. 15 m entfernt von der Ventilationsöffnung. Hier wurden im Maximum 47 kW/m^2 registriert. Der Meßstein 4 befand sich

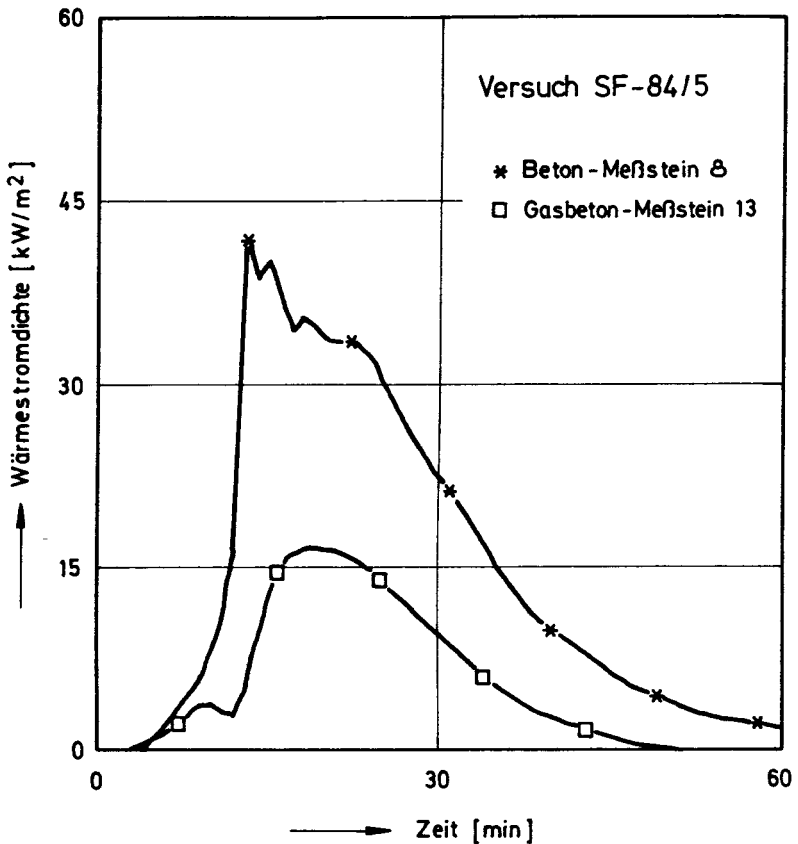


Abb. 3.8 Wärmestromdichten für Meßsteine verschiedener Materialien

zwar in der gleichen Raumhöhe im Bereich der erweiterten Decke, jedoch weit entfernt von beiden Brandlaststapeln. Außerdem wurde er vom Brandgeschehen durch den Deckenbalken teilweise abgeschirmt. Hier war die maximale Wärmebelastung mit 23 kW/m^2 nur halb so groß wie am Meßstein 20.

In der Abb. 3.10 ist der Brandraum in dreidimensionaler Darstellung mit den Meßsteinen zu sehen. Es ist jeweils die Meßsteinnummer und als Maß für die Wärmebelastung der maximale Wärmestrom, der während des Brandversuchs registriert wurde, eingetragen. Deutlich erkennbar ist, daß

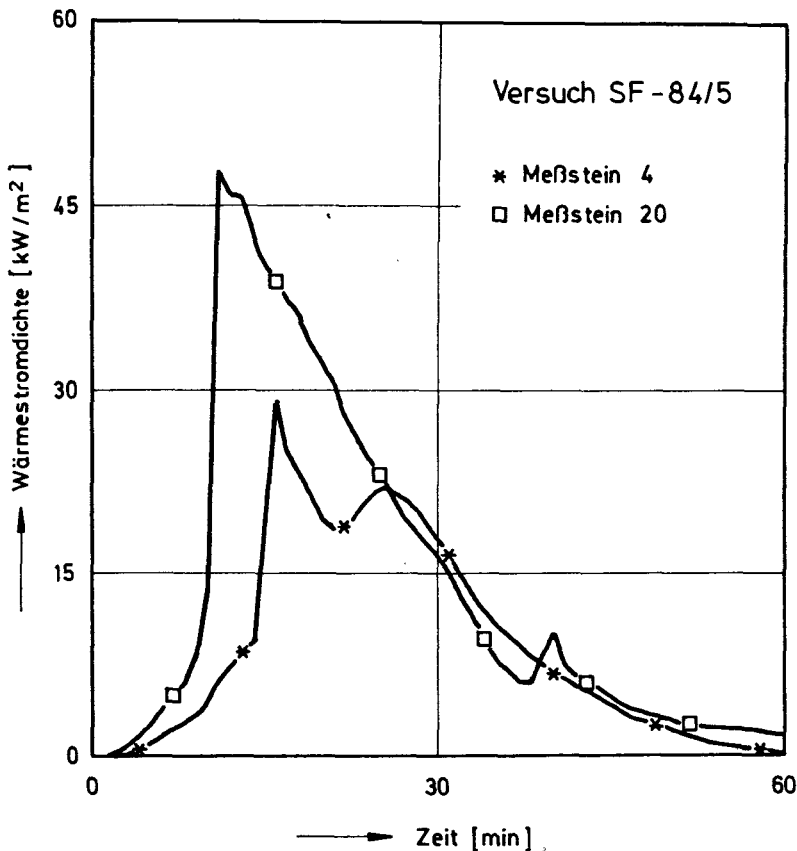


Abb. 3.9 Wärmestromdichten: Lokale Unterschiede

die Decke stärker vom Brand beansprucht wird als die Seitenwände. Der Deckenbalken ist einer unsymmetrischen Wärmebelastung ausgesetzt: In die dem Brandlaststapel zugewandte Seitenfläche fließt ein um 50 % höherer Wärmestrom als in die abgewandte Seitenfläche.

In der Abbildung 3.11 sind die in den Stahlbetonstützenstummel fließenden Wärmeströme zu sehen. Es sind zwei Kurven eingezeichnet, da innerhalb des Stützenstummels zwei Temperaturprofile gemessen wurden. Die Orientierung des Bauteils im Brandraum war so, daß die in den Konstruktionszeichnungen (vgl. Abb. 2.8 und 2.9) dargestellten Meßebenen paral-

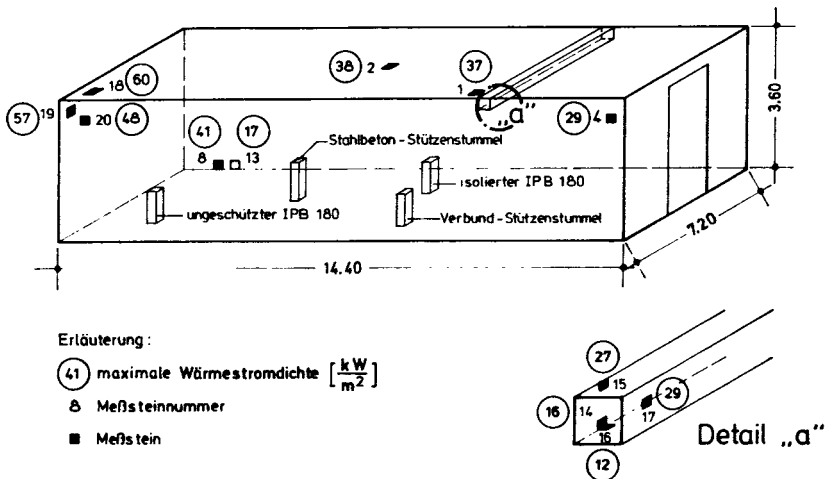


Abb. 3.10 Maximale Wärmeströme, Versuch SF-84/5

parallel zu dem Deckenbalken und den kurzen Brandraumwänden verliefen. Aufgrund der Brandlastanordnung ist die Seite 2 des Stützenstummels daher einer stärkeren Wärmebelastung ausgesetzt als die Seite 1 (vgl. Brandraumgrundriß in der Abb. 3.11).

Dieser Sachverhalt ist direkt von den in der Abb. 3.11 dargestellten Wärmeströmen ablesbar: Die dem Brandlaststapel in der Brandraumcke zugewandte Seite 2 wird nach dem Flashover mit ca. 50 kW/m^2 beaufschlagt. An der Seite 1, die vollkommen von dem Brandlaststapel in der Ecke abgeschirmt ist, beträgt die maximale Wärmestromdichte nur etwa 35 kW/m^2 .

Zum Schluß des Abschnitts über die gemessenen Wärmestromdichten soll das mit dem Gardon-Gaue (vgl. Abschnitt 2.2.3) erzielte Meßergebnis vorgestellt werden. Dieses Meßgerät wurde während des Versuchs SF-84/5 in unmittelbarer Nähe der Meßsteine 8 und 13 eingesetzt. Das in der Abbildung 3.12 dargestellte Ergebnis ist also mit den Kurven der Abb. 3.8 zu vergleichen.

Mit dem Gardon-Gaue wurden Wärmestromdichten bis zu 100 kW/m^2 gemessen. Dies ist ein zwei bis dreimal so hoher Wert wie der am Betonmeßstein 8 registrierte. Das liegt daran, daß beim Gardon-Gaue durch die Wasser-

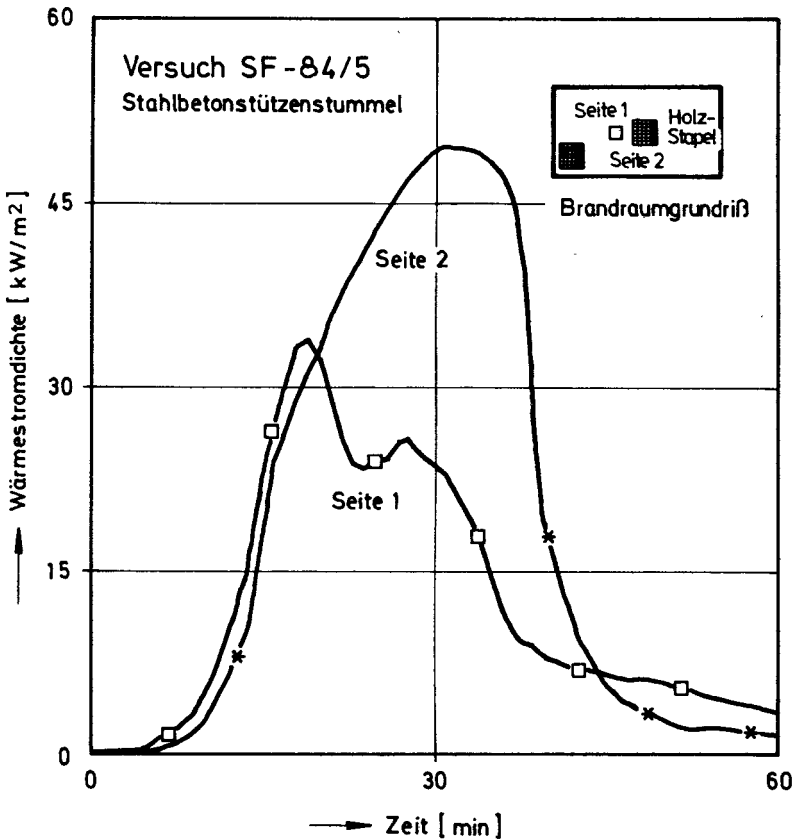


Abb. 3.11 Wärmeströme in den Stahlbetonstützenstummel

kühlung ein großer Temperaturunterschied zwischen der Meßgerätoberfläche und den Brandgasen der Umgebung erzeugt wird. Dieser sorgt entsprechend der Newtonschen Gleichung für die Wärmeübertragung für einen erhöhten Wärmestrom in das Bauteil. Mit dem Gardon-Gauge können also nicht direkt die Absolutwerte des in die Brandraumwand eindringenden Wärmestroms gemessen werden. Dies ist erst dann möglich, wenn ein Vergleich zwischen den am Gardon-Gauge gemessenen Werten mit tatsächlichen Wärmeströmen durchgeführt werden kann. Das Meßgerät ist also speziell für jedes Brandraumwandmaterial zu eichen.

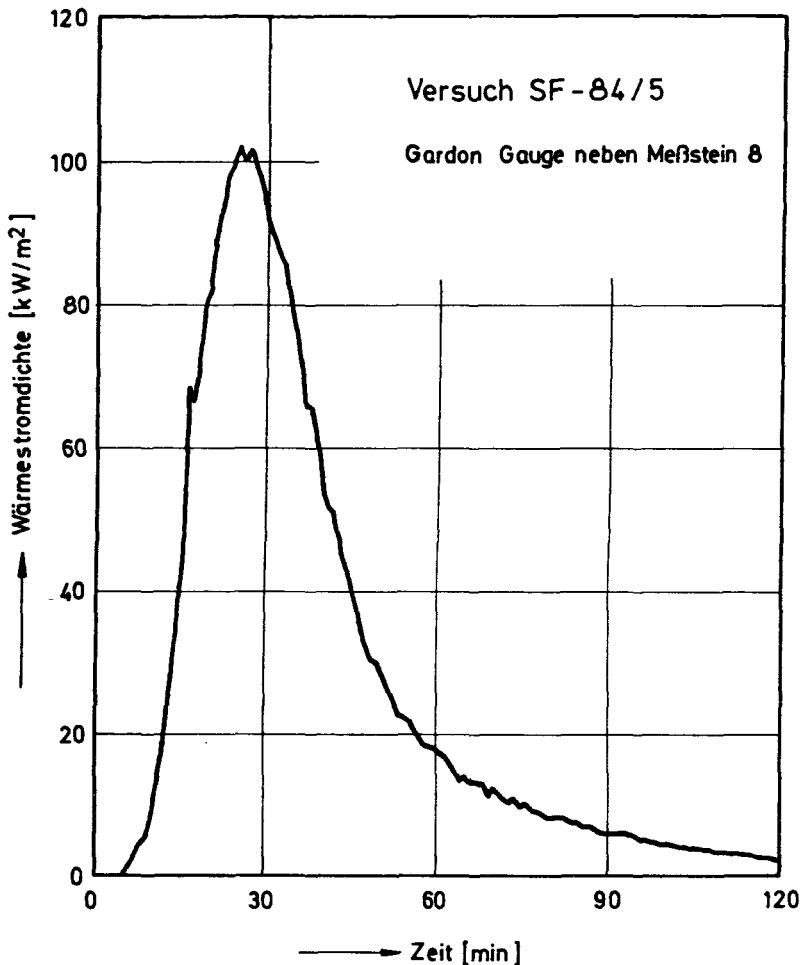


Abb. 3.12 Meßergebnis vom Gardon-Gauge

3.1.3 Oberflächentemperaturen an Bauteilen und Brandraumwänden

Um aus den im letzten Abschnitt diskutierten Wärmeströmen auf den Wärmeübergangskoeffizienten α zu schließen, ist die Kenntnis der Bauteiloberflächentemperaturen erforderlich. Auch zur Bestimmung des für Phänomene der Wärmeübertragung wichtigen Emissionsfaktors ϵ müssen die Oberflächentemperaturen herangezogen werden. In der Abbildung 3.13 sind die

mit drei verschiedenen Methoden gemessenen Oberflächentemperaturen miteinander verglichen. Als Beispiel ist die Oberfläche des Stahlbetonstützenstummels gewählt. Die Kurve mit den tiefsten Temperaturen zeigt die für die ε -Bestimmung wichtige Pyrometermessung, die beiden anderen Kurven geben die Ergebnisse der Extrapolation aus den Bauteiltemperaturgradienten und der Thermoelementmessung wieder. Diese drei Meßmethoden sind im Abschnitt 2.2.2 erläutert.

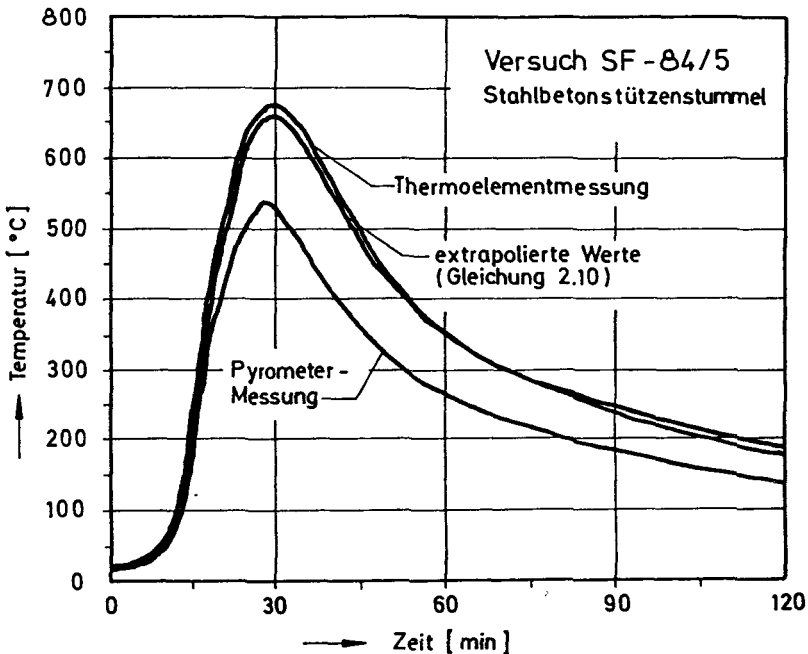


Abb. 3.13 Oberflächentemperaturen am Stützenstummel

Die zur Pyrometermessung gehörende Kurve weist aufgrund des von 1 verschiedenen Emissionsfaktors eine im Maximum um ca. 140 K niedrigere Temperatur auf als die beiden anderen Kurven. Die Ergebnisse aus der Extrapolation und der Thermoelementmessung stimmen gut überein. Es wird im folgenden stets auf die extrapolierten Temperatur-Zeit-Kurven zurückgegriffen, da die Thermoelementmessung wegen der Zerstörung des Nickelschenkels durch aggressive Brandgase in Kombination mit aus den Meßsteinen verdampfenden Gasen häufig versagte.

In der Abb. 3.14 sind die während des Brandversuchs registrierten maximalen Oberflächentemperaturen an den verschiedenen Meßsteinen und Bauteilen angegeben. Das Bild gibt über die lokalen und materialbedingten Unterschiede Auskunft.

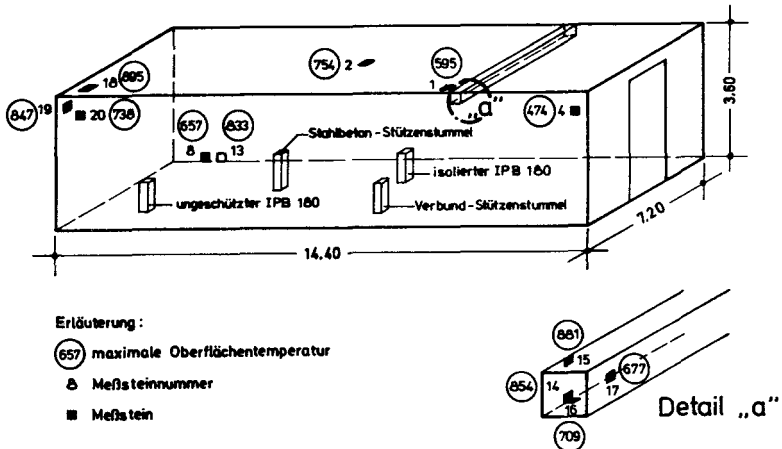


Abb. 3.14 Maximale Oberflächentemperaturen, Versuch SF-84/5

Die höchsten Temperaturen wurden für die Oberflächen der Stahlbeton-Meßsteine 18, 19 und 20 ermittelt. Diese befanden sich auch oberhalb eines Brandlaststapels im Bereich der erweiterten Brandraumdecke. Die beispielsweise am Meßstein 18 registrierte Maximaltemperatur von 895 °C ist nicht direkt vergleichbar mit den 881 °C des Meßsteins 15 im Deckenunterzug, da hier ein Gasbeton-Meßstein verwendet wurde. Aufgrund der geringeren Wärmeleitfähigkeit heizt sich nämlich die Gasbetonoberfläche deutlich stärker auf als die Normalbetonoberfläche. Dies ist auch beim Temperaturvergleich der Meßsteine 8 und 13 zu sehen. Der Meßstein 13 (Maximaltemperatur = 833 °C) bestand, genau wie der Meßstein des Deckenunterzuges, aus Gasbeton, wohingegen der Meßstein 8 (Maximaltemperatur = 657 °C) aus Normalbeton hergestellt war.

3.1.4 Die Wärmeübergangskoeffizienten α

Die Wärmeübergangskoeffizienten werden aus der Gleichung (2.1) berechnet. Es werden neben den in den letzten beiden Abschnitten ermittelten Wärmeströmen (Gleichung 2.6) und Oberflächentemperaturen (Gleichung 2.10) die Gastemperaturen vor der Meßsteinoberfläche benötigt. Hierfür liegen Meßwerte vor, die sowohl mit NiCr-Ni-Mantelthermoelementen als auch mit Absaugpyrometern gewonnen wurden (vgl. /1/ und /2/).

Die Auswertung nach dem in Kapitel 2.1 beschriebenen Verfahren ist nicht unproblematisch. Die errechneten Werte für die Wärmeübergangskoeffizienten dürfen nicht kritiklos übernommen werden, vielmehr muß die Auswirkung des hier gewählten Auswertverfahrens auf das Ergebnis berücksichtigt werden. Das soll im folgenden näher erläutert werden.

In der Gleichung (3.1), die der Berechnung von α zugrunde gelegt wird, taucht im Nenner die Differenz aus der Gastemperatur T_G und der Meßsteinoberflächentemperatur T_W auf:

$$\alpha = \frac{\dot{q}}{T_G - T_W} \quad (3.1)$$

Die Differenz $T_G - T_W$ kann relativ kleine Werte annehmen. Schwankungen in den Meßresultaten einer dieser Größen können daher große Änderungen für das berechnete α bewirken. Da die Absaugpyrometer und die Mantelthermoelemente einer Temperaturänderung sehr schnell folgen, spiegelt sich in deren Meßsignalen das zeitlich und räumlich statistischen Schwankungen unterworfenen Brandgeschehen wieder: Je nachdem, ob das Thermoelement zufällig gerade von Flammen berührt wird oder nicht, können die Temperaturen im Minutenintervall um mehr als 100 K schwanken.

Für die durch Extrapolation berechneten Oberflächentemperaturen trifft das nicht zu. Die im Vergleich zu den sich schnell ändernden Gastemperaturen quasistationären Prozesse der Wärmeleitung und Wärmespeicherung mitteln die kurzfristigen Schwankungen heraus. Die Meßkurve, die zu den Oberflächentemperaturen gehört, ist also "glatter" als die zu den Gastemperaturen gehörende. Daher wurden die Gastemperatur-Zeit-Kurven einer Glättung unterzogen, bevor sie zur Berechnung von α verwendet wurden.

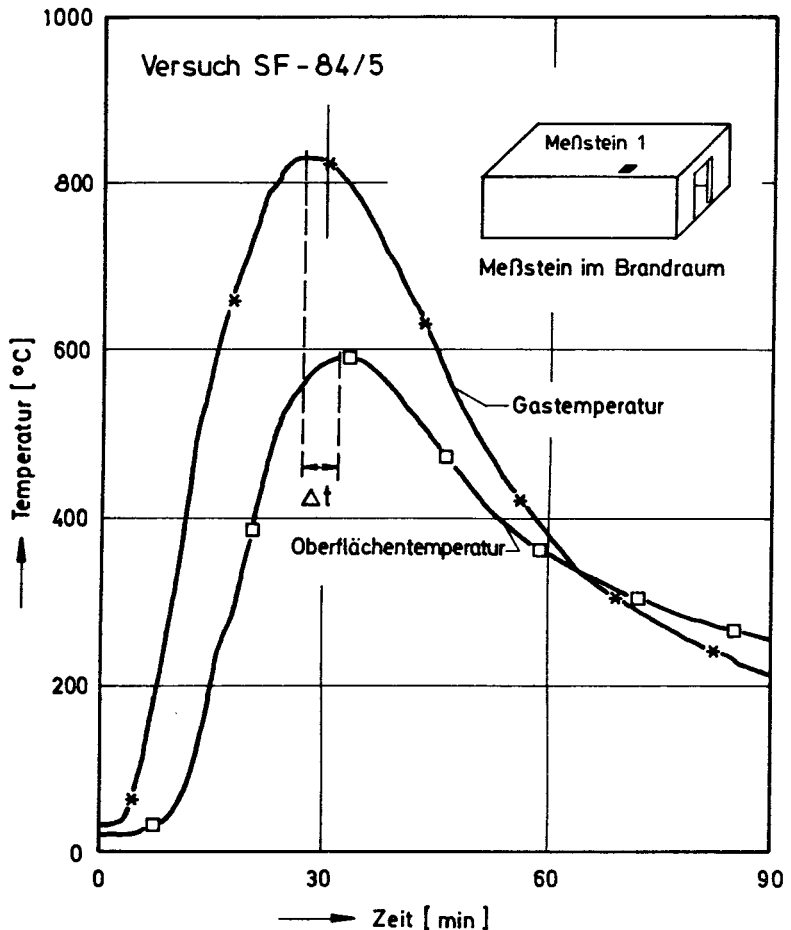


Abb. 3.15 Oberflächentemperaturen am Meßstein 1 und Gastemperatur in 10 cm Entfernung

In der Abbildung 3.15 sind die beiden zur ϕ -Berechnung wesentlichen Temperatur-Zeit-Kurven einander gegenübergestellt. Die Kurve, die die Gastemperatur in 10 cm Abstand vom Meßstein repräsentiert, ist bereits geglättet. Auffällig ist die Zeitdifferenz von $\Delta t = 3$ min zwischen den Maxima der beiden Kurven. Dies ist auf die Berechnung der Oberflächentemperatur zurückzuführen. Es werden hierbei, wie im Abschnitt 2.2.2 erläutert, die Temperaturmeßwerte herangezogen, die 5 mm bzw. 10 mm

tief im Meßstein gemessen wurden. Die Zeitdauer, die während des Eindringens des Wärmestroms in das Bauteil bis zu den Thermoelementen vergeht, bewirkt das in der Abbildung 3.15 dargestellte Δt . Als Folge der relativen Verschiebung der beiden Kurven zueinander werden bis zum Erreichen des Temperaturmaximums falsche α -Zahlen berechnet, da die Temperaturdifferenz zwischen der Meßsteinoberfläche und dem Gas sich besonders in der instationären Brandentstehungsphase durch die Verschiebung ändert.

Weiterhin ist zu bemerken, daß sich die beiden Kurven in der 64. Minute schneiden. Zu diesem Zeitpunkt ändert der Wärmestrom seine Richtung, da in der Abkühlphase die Wärme aus dem Bauteil herausfließt. Für die Funktion der α -Zahl in Abhängigkeit von der Zeit resultiert dieser Schnittpunkt in einer Sprungstelle von $+\infty$ bis $-\infty$, da die Temperaturdifferenz $T_G - T_W$ im Nenner steht (vgl. Gl. 3.1). Dieser Bereich kann selbstverständlich bei der Auswertung keine Berücksichtigung finden. Da die Wärmeübergangszahl sinnvoll eine positive skalare Größe ist, wird der Betrag der rechten Seite der Gleichung (3.1) als α -Zahl in Abhängigkeit von der Zeit gezeichnet.

Das Ergebnis ist in der Abbildung 3.16 zu sehen. Der stark instationären Anfangsphase folgt der Peak in der 64. Minute, der durch die Umkehrung des Wärmestroms bewirkt wird. Danach, während der Abkühlphase, hat der Wärmeübergangskoeffizient den nahezu konstanten Wert von ungefähr $27 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ erreicht. Dieser für Zeiten der stabilen Brandphase ermittelte Wert, der aus oben erwähnten Gründen am wenigsten durch Meßfehler und durch das Auswertverfahren beeinflusst wird, wird im folgenden verwendet, um die Wärmeübergangskoeffizienten für verschiedene Brandraumorte untereinander zu vergleichen.

Eine zeitliche Variation von α läßt sich zumindest qualitativ angeben. Die höchsten Wärmeübergangskoeffizienten werden während der Phase des vollentwickelten Brandes erreicht. Das liegt daran, daß zu dieser Zeit die Strömungsgeschwindigkeit der Heißgase entlang dem Meßstein am größten ist. Die Abbildungen 3.1 und 3.10 zeigen, daß sich der Meßstein I im Wirkungsbereich der vom mittleren Brandlaststapel aufsteigenden Heißgase befand. Die den Heißgasen durch den Deckenunterzug aufgezwungene Richtungsänderung bewirkte an dieser Stelle eine besonders hohe Strömungsgeschwindigkeit.

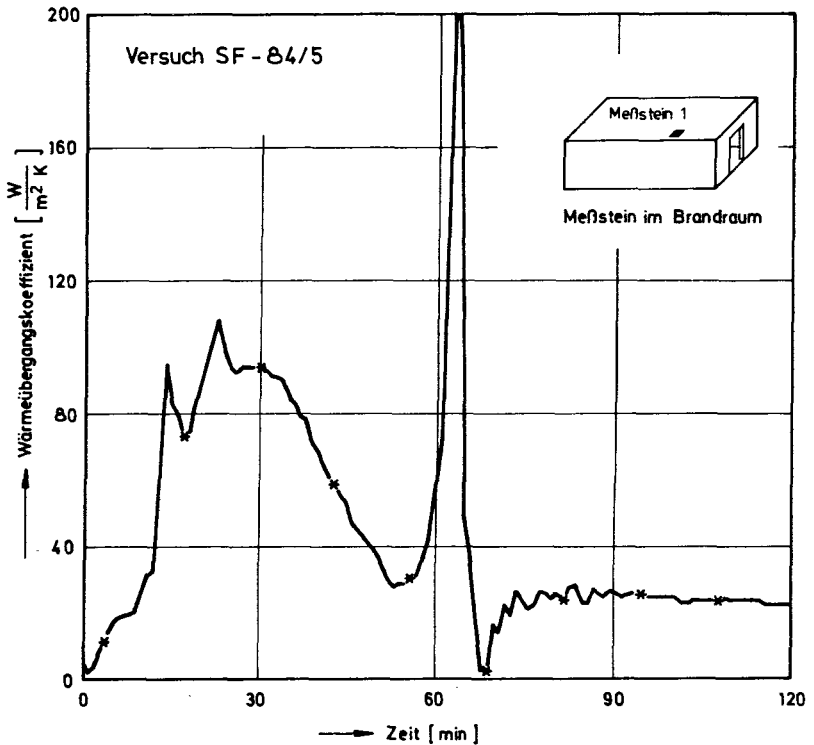


Abb. 3.16 Wärmeübergangskoeffizient α am Meßstein 1, bestimmt nach Gleichung 3.1

Die lokalen Unterschiede der Wärmeübergangszahlen innerhalb des Brandraums werden durch die Abb. 3.17 wiedergegeben. Die eingekreisten Zahlen an den in die Brandraumumfassungsbauteile eingezeichneten Meßsteine sind die berechneten Wärmeübergangskoeffizienten, angegeben in Watt pro Quadratmeter und Kelvin. Der Meßstein 13 in der vorderen Seitenwand und die Meßsteine 14, 15, 16 und 17 im Deckenunterzug bestanden aus Gasbeton, die anderen aus Normalbeton.

Eine Oberflächenmaterialabhängigkeit der Wärmeübergangskoeffizienten ist diesen Zahlen nicht zu entnehmen. Die im Abschnitt 3.3 durchgeführte Fehlerabschätzung zeigt, daß α nur mit einer relativen Genauigkeit von ungefähr 50 % berechnet werden kann. Die an den aus verschiedenen Mate-

Versuch SF-84/5

Übersicht Brandraum und Meßsteine

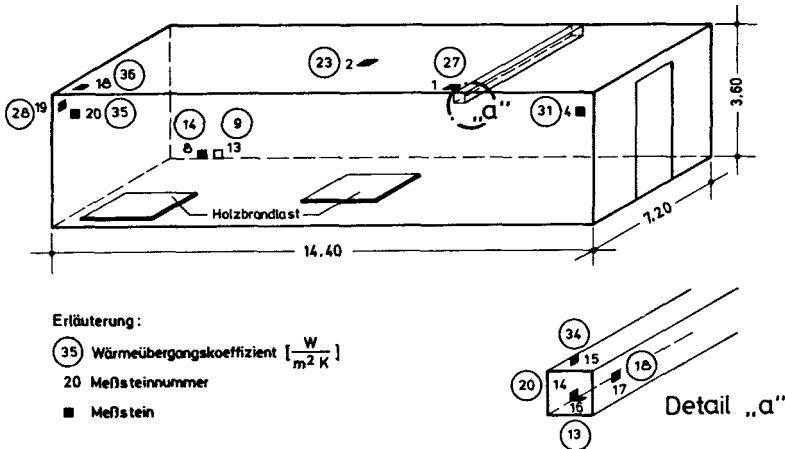


Abb. 3.17 Wärmeübergangskoeffizienten im Versuch SF-84/5

rialien bestehenden Meßsteinen 8 und 13 errechneten unterschiedlichen Wärmeübergangskoeffizienten sind im Rahmen dieser Schwankungen als gleich zu interpretieren.

Es sind jedoch Bereiche besonders großer α -Zahlen oberhalb des Brandlaststapels in der Brandraumcke, im Bereich der Meßsteine 1 und 15, am Deckenunterzug und am Meßstein 4 in der Nähe der Ventilationsöffnung zu erkennen. Diese hohen Werte können mit großen Strömungsgeschwindigkeiten erklärt werden, die an diesen Stellen aufgrund der den Heißgasen aufgezwungenen Richtungsänderung vorliegen: Die Meßsteine 18, 19 und 20 befanden sich direkt im Bereich des Plumes, in dem die Heißgase mit großer Geschwindigkeit aufsteigen. Die Meßsteine 1 und 15 waren an einem Ort installiert, an dem wegen des Deckenunterzuges der Wärmeübergang durch den sogenannten "ceiling jet" erhöht wird. Auf die besonders starke Beanspruchung der Brandraumwand im Bereich des Meßsteins 4 wird in /1/ hingewiesen. Dies wird hier durch die hohe Wärmeübergangszahl bestätigt. Offenbar übertragen die Heißgase hier aufgrund der durch die Ventilationsöffnung verursachte Einschnürung und der dadurch bedingten Geschwindigkeitserhöhung besonders viel Wärmeenergie auf die Wand. Die Einschnürung der in Richtung der Ventilationsöffnung strömenden Heißgase erfolgt durch die in den Brandraum eindringende Kaltluft.

Zusammenfassend sei erwähnt, daß Wärmeübergangszahlen zwischen $10 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $40 \text{ W/m}^2\text{K}$ ermittelt wurden. Die hohen Werte wurden in Brandraumbe-
reichen gemessen, die aufgrund der Brandraumgeometrie höhere Strömungs-
geschwindigkeiten als die Durchschnittswerte erwarten ließen.

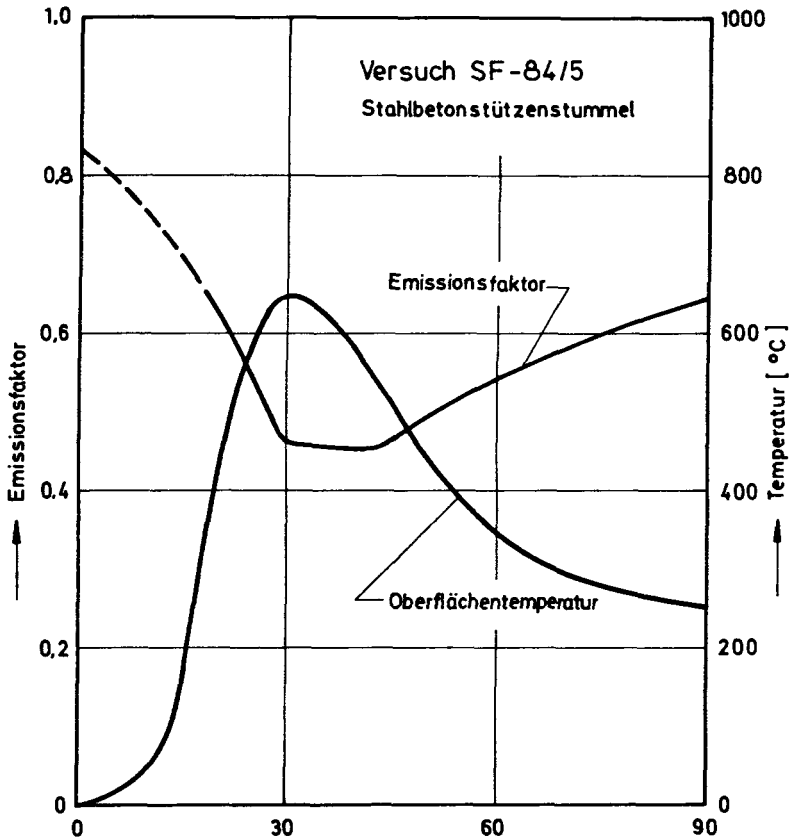


Abb. 3.18 Emissionsfaktor und schwarze Temperatur der Stützenstummel-
oberfläche

3.1.5 Der Emissionsfaktor der Betonoberfläche

Wie im Abschnitt 2.1.4 ausgeführt wurde, kann bei gleichzeitiger Kenntnis der schwarzen Temperatur T_S und der wahren Oberflächentemperatur T_W der Emissionsfaktor der Oberfläche bestimmt werden. In dem hier beschriebenen Brandversuch SF-84/5 war das Strahlungspyrometer, das zur Bestimmung der schwarzen Temperatur verwendet wurde, auf den Stahlbetonstützenstummel gerichtet (vgl. Abb. 2.4 und 3.14).

Durch Anwendung der Gleichung (2.8) sind die ϵ -Werte der Abbildung 3.18 errechnet worden. In dem Bild sind der Emissionsfaktor und die mit dem Thermoelement gemessenen Betonoberflächentemperaturen einander gegenübergestellt. Es ist deutlich eine Temperaturabhängigkeit zu sehen: Mit steigender Oberflächentemperatur sinkt das Emissionsvermögen der Oberfläche. Ausgehend von dem Epsilon-Faktor von etwa 0,8 bei einer Bauteiltemperatur von 20 °C fällt der Wert des Emissionsvermögens bis auf 0,46, wenn die Oberfläche auf 650 °C aufgeheizt ist. Der Kurventeil in der Aufheizphase ist gestrichelt gezeichnet. In diesem Bereich ist die Meßunsicherheit sehr groß, da T_S und T_W sich kaum voneinander unterscheiden.

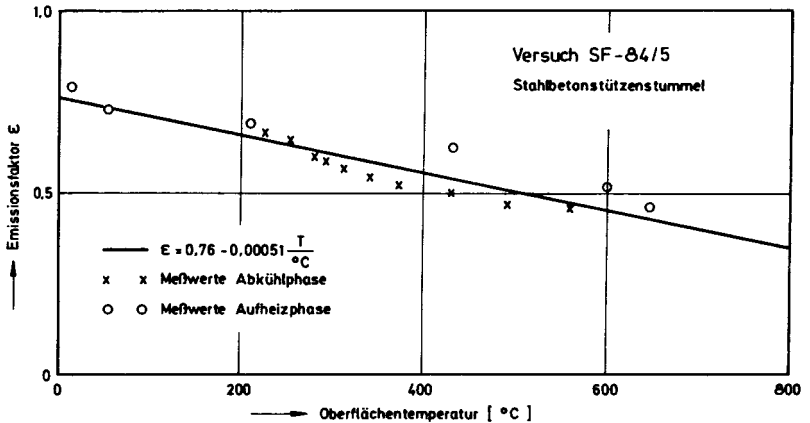


Abb. 3.19 Der Emissionsfaktor in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur des Stützenstummels

Die Verknüpfung der beiden in der Abb. 3.18 über der Zeit aufgetragenen Kurven liefert die Oberflächentemperaturabhängigkeit des Emissionsfaktors. Die Abbildung 3.19 veranschaulicht diesen Zusammenhang. Die mit offenen Kreisen bezeichneten Meßpunkte sind während der Aufheizphase gemessen worden, die Kreuze geben den temperaturabhängigen Emissionsfaktor für die Abkühlphase wieder. Die Gerade ist das Ergebnis einer linearen Regression, die für alle Meßwerte durchgeführt wurde. Da der Korrelationskoeffizient mit $-0,93$ sehr dicht an -1 liegt, ist die Gleichung (3.2) eine gute Näherung für die Temperaturabhängigkeit des Emissionsfaktors der Betonoberfläche.

$$\epsilon(T) = 0.76 - 0.00051 \frac{T}{^{\circ}\text{C}} \quad (3.2)$$

3.2 Übersicht der Ergebnisse aus den anderen Brandversuchen

Eine vollständige Auflistung und Diskussion der Ergebnisse aus den 38 Full-Scale-Brandversuchen würde den Rahmen dieses Abschlußberichtes sprengen. Um dennoch eine Übersicht der erzielten Resultate und Berechnungen zu liefern, werden in den folgenden Abschnitten drei Fragestellungen herausgegriffen und diskutiert.

Es wird zum einen der Maximalwert des in einen Meßstein hineinfließenden Wärmestroms für verschiedene natürliche Brandbelastungen in unterschiedlich großen Brandräumen betrachtet. Hierdurch soll die Abhängigkeit der Wärmeströme von den brandbeeinflussenden Parametern untersucht werden.

Weiterhin wird der Frage nachgegangen, ob die Art des Materials, aus dem der Versuchsbrandraum aufgebaut ist, einen Einfluß auf die Wärmeübergangszahlen und die Emissionsfaktoren hat.

Zum Schluß wird anhand von Meßresultaten untersucht, ob der Emissionsfaktor der Bauteile im Brandraum und damit deren Fähigkeit, sich durch Strahlungsenergie aufzuheizen, von der Größe des Brandraums abhängt.

Diese drei Punkte sollen Auskunft über die thermische Wirkung natürlicher Brände auf Bauteile bei unterschiedlichen Randbedingungen geben. Speziell die letzten beiden Punkte können Antworten auf Fragen bezüglich der praxisgerechten Durchführung von Bauteilprüfungen geben. Es ist beispielsweise fraglich, ob die Brandraumtemperatur ein hinreichendes Kriterium für die Brandbelastung von Bauteilen bei Prüfungen nach DIN 4102 ist.

Im folgenden werden die für diese Fragen wichtigen Zahlenwerte dargestellt. Die vollständige Auflistung der Ergebnisse kann der Versuchsdokumentation /2/ entnommen werden.

3.2.1 Thermische Belastung der Brandraumumfassungsbauteile für verschiedene Brandbelastungen

Die Decke des Brandraums ist sicherlich der am stärksten in Mitleidenenschaft gezogene Teil der Brandraumumfassung. Da sie zudem im Realfall eine tragende Funktion auszuüben hat, ist ihre thermische Belastung während eines Schadenfeuers eine für die Beurteilung der Standsicherheit wesentliche Größe. Es werden daher in diesem Abschnitt im Experiment gemessene thermische Belastungen der Brandraumdecke diskutiert.

Als Maß für die thermische Belastung der Brandraumdecke wird der Wärmestrom pro Flächeneinheit in Kilowatt pro Quadratmeter angegeben. Um ei-

ne Vorstellung von der Größenordnung der in diesem Abschnitt angegebenen Wärmestromdichten zu vermitteln, seien zum Vergleich zwei Zahlenwerte angegeben: Der Wärmestrom, der in unseren Breitengraden durch Sonneneinstrahlung auf die Erdoberfläche trifft, liegt in der Größenordnung von 1 kW/m^2 . Beaufschlagt man die Oberfläche einer Holzplatte mit einer Strahlungsleistung von 50 kW/m^2 , dann beginnt das Holz nach etwa 5 Sekunden durch Selbstentzündung zu brennen.

Während der Full-Scale-Brandversuche sind durch Variation der Parameter Brandlast und Ventilation in unterschiedlich großen Brandräumen verschiedenartige Brandszenarien simuliert worden. Je nach Wahl der Parameter ergaben sich für die Brandraumumfassungsbauteile bestimmte Brandbelastungen. Zur quantitativen Beschreibung der Brandbelastung kann die Abbrandrate herangezogen werden. Unter der Abbrandrate versteht man die pro Zeiteinheit durch die Verbrennungsreaktion umgesetzte Masse an Brandgut. Über den Heizwert des verwendeten Brandgutes kann aus der Abbrandrate direkt die im Brand pro Zeiteinheit freigesetzte Energie \dot{Q}_C berechnet werden.

$$\dot{Q}_C = \chi \dot{R} \Delta H_u \quad (3.3)$$

ΔH_u ist der untere Heizwert des Brandlastmaterials, \dot{R} die oben erläuterte Abbrandrate. χ ist ein Faktor ($\leq 1,0$), durch den die unvollständige Verbrennung berücksichtigt wird. Dieser Faktor beträgt für die hier verwendete Holzbrandlast etwa 0,7.

In den Brandversuchen wurden sowohl die Abbrandrate als auch die Energiefreisetzung experimentell bestimmt. Es wurden dabei Zusammenhänge zwischen den während der Brandversuche aufgetretenen Maximalwerten von \dot{R} und den brandbeeinflussenden Parametern gefunden. Die maximale Abbrandrate ist also eine den speziellen Brandverlauf charakterisierende Größe. Sie beeinflusst auch wesentlich die Größe des in Bauteile eindringenden Wärmestroms und damit die thermische Bauteilbelastung.

Um die Bauteilbelastung zu der durch den natürlichen Brand verursachten Brandbelastung in Beziehung zu setzen, wurde die während des vollentwickelten Brandes in das Bauteil eindringende Wärmestromdichte in Abhängigkeit von der maximalen Abbrandrate bestimmt. Die Ergebnisse sind in den Abbildungen 3.20 und 3.21 dargestellt.

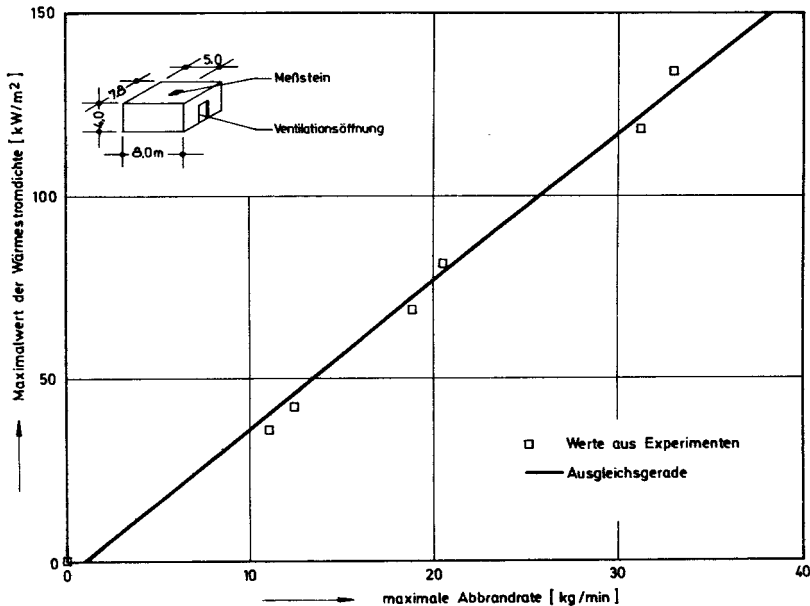


Abb. 3.20 Thermische Belastung der Brandraumdecke für verschiedenen Brandbelastungen

Brandraumabmessungen: 7.8 m x 7.2 m x 3.6 m (L x B x H)

In der Abbildung 3.20 sind die Werte für den Brandraum mit den Abmessungen 7,8 m x 7,2 m x 3,6 m eingezeichnet. Dieser Brandraum war der kleinste von den drei Räumen, in denen in der Förderungsperiode 1984 - 1986 Brandversuche durchgeführt wurden. Die in der Abbildung auf experimentellem Wege gewonnenen Punkte liegen in guter Näherung auf einer Geraden. Mit den sechs Versuchswerten wurde eine lineare Regression durchgeführt, wobei zusätzlich der Nullpunkt hinzugezogen wurde. Das Ergebnis dieser Rechnung lautet:

$$\dot{Q}_{\max} = -4.72 \frac{\text{kW}}{\text{m}^2} - 4.04 \frac{\text{kW min}}{\text{m}^2 \text{kg}} \dot{R}_{\max} \quad (3.4)$$

Der Korrelationskoeffizient von $r = -0,997$ zeigt, daß die Geradengleichung (3.4) die Meßwerte gut wiedergibt.

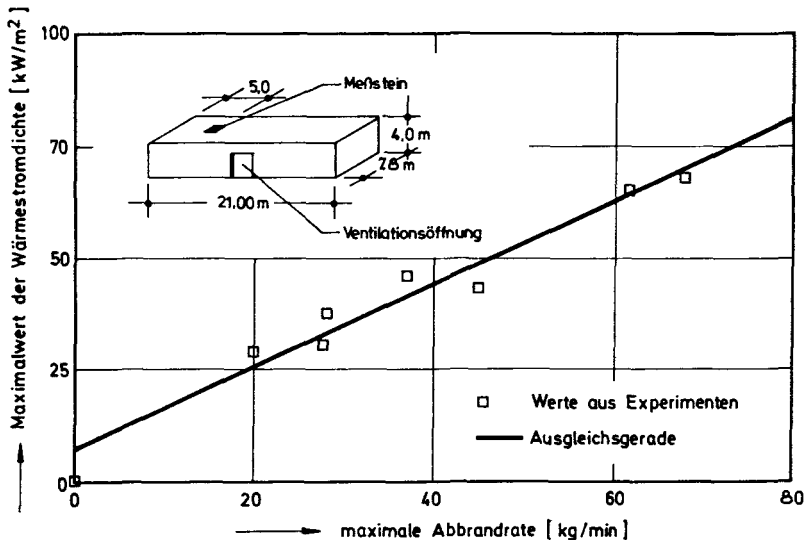


Abb. 3.21 Thermische Belastung der Brandraumdecke für verschiedenen Brandbelastungen

Brandraumabmessungen: 20.4 m x 7.2 m x 3.6 m (L x B x H)

Auch in dem mit den Abmessungen von 20,4 m x 7,2 m x 3,6 m größten Brandraum wurde ein linearer Zusammenhang zwischen der maximalen Energiefreisetzung und dem Maximalwert der in die Brandraumdecke fließenden Wärmestromdichte gefunden. Dies zeigt die Abbildung 3.21. Die mit den sieben Meßwerten und dem Nullpunkt durchgeführte lineare Regression ergab in diesem Fall

$$\dot{Q}_{\max} = 6.79 \frac{\text{kW}}{\text{m}^2} + 0.90 \frac{\text{kW min}}{\text{m}^2 \text{kg}} \dot{R}_{\max} \quad (3.5)$$

Auch hier zeigt der mit $-0,974$ nahe an -1 liegende Korrelationskoeffizient, daß die Annahme eines linearen Zusammenhangs zwischen \dot{Q}_{\max} und \dot{R}_{\max} gerechtfertigt ist.

Die Steigungsfaktoren der beiden Geradengleichungen (3.4) und (3.5) unterscheiden sich um den Faktor 4,5. Aufgrund dieser quantitativen Aussagen darf jedoch keineswegs der Schluß gezogen werden, daß der Brandraumdecke in dem größeren Brandraum ein wesentlich niedrigerer Anteil der freigesetzten Energie zugeführt wurde als in dem kleineren. Zu-

nächst einmal ist zu berücksichtigen, daß es sich bei den angegebenen Zahlen um auf die Einheitsfläche bezogene Energieströme handelt. Multipliziert man diese Werte jeweils mit der Oberfläche der Brandraumdecke, dann unterscheiden sich die Steigungsfaktoren der beiden Geraden nur noch um das 1,5-fache. Weiterhin ist zu bemerken, daß der für die Untersuchung herausgegriffene Meßstein im Falle des kleinen Brandraums aufgrund seiner relativen Lage im Brandraum mehr dem unmittelbaren Brandgeschehen ausgesetzt ist als im Falle des großen Brandraums. Dies ist an den Zeichnungen der Brandräume mit den jeweiligen Meßsteinen und den Ventilationsöffnungen zu sehen, die den Abbildungen 3.20 und 3.21 beigelegt sind.

Für quantitative Angaben bezüglich des in die Brandraumdecke fließenden Wärmestroms werden daher die Mittelwerte der Messungen sämtlicher Deckenmeßsteine herangezogen. Die Ergebnisse der Berechnung sind in Tabelle 3.1 zusammengefaßt.

Versuch Nr.	V_{BR} $L \times B \times H$ [m ³]	$\dot{Q}_{C,max}$ [MW]	\dot{q}_{Decke} [kW/m ²]	$\dot{q}_{Decke}/2,6$ [kW/m ²]	\dot{Q}_{Decke} [MW]	$\frac{\dot{Q}_{C,max}}{\dot{Q}_{Decke}}$ [%]
SF-86/ 2	20,4 x 7,2 x 3,6	10,5	32	12,3	1,8	17
SF-86/10	7,8 x 7,2 x 3,6	5,4	53	20,4	1,1	20

Tab. 3.1 Rechenwerte für Wärmeströme in die Brandraumdecke

In der ersten Spalte stehen die Versuchsnamen, die die Identifikation dieser Brandversuche in der Versuchsdokumentation /2/ ermöglichen. In der zweiten Spalte stehen die Brandraumabmessungen und in der dritten die während des Brandes maximal freigesetzte Energie pro Zeiteinheit. Die Spalten 4 bis 6 geben Auskunft über die in die Brandraumdecke zur Zeit der maximalen Energiefreisetzung eingedrungenen Energieströme. \dot{q}_{Decke} ist der Mittelwert der Wärmestromdichte im Deckenbereich zur Zeit des vollentwickelten Brandes. Dieser Wert wird durch 2,6 geteilt (Spalte 5): Damit wird der Tatsache Rechnung getragen, daß die Decke aus Gasbeton besteht, die Meßsteine jedoch aus Normalbeton gefertigt sind. In der Spalte 6 steht der in die gesamte Brandraumdecke eindringende Wärmestrom; diesen Wert erhält man durch Multiplikation der in

der Spalte 5 stehenden korrigierten Wärmestromdichten mit der Fläche der Brandraumdecke. Die letzte Spalte schließlich gibt das Verhältnis zwischen vom Brand abgegebener Leistung zum Wärmestrom in die Decke.

Diese Berechnung zeigt, daß bei Kenntnis der maximalen Energiefreisetzung und der Gesamtbrandlast, die die Dauer der thermischen Belastung bestimmt, eine Abschätzung der Belastung der Brandraumumfassungsbauteile möglich ist: Etwa 20 % der freigesetzten Energie werden zur Aufheizung der Brandraumdecke verwendet. Der Kenntnis der Funktion der Energiefreisetzung in Abhängigkeit von der Zeit kommt hier, wie auch schon in den Teilen C3-1 und C3-2 des Dreijahresberichtes 1984-1986, eine zentrale Bedeutung zu (vgl. /1/ und /5/). Mit Hilfe der in /1/ durchgeführten systematischen Auswertung der 38 Full-Scale-Brandversuche sind Ansatzpunkte erarbeitet worden, diese Information für die wichtigsten brandbeeinflussenden Parameter Ventilation und Brandlast zu liefern.

3.2.2 Der Einfluß des Bauteilmaterials auf den Wärmeübergang

In allen Brandversuchen, die im Rahmen dieses Forschungsprogramms durchgeführt worden sind, bestand der Brandraum aus 30 cm dicken Gasbetonsteinen. Durch den Einsatz sowohl von Stahlbeton- als auch von Gasbetonmeßsteinen, die die Bestimmung des Wärmestroms in die Brandraumumfassungsbauteile ermöglichen, sind auch Aussagen über Materialeinflüsse möglich.

Bereits in Kap. 3.1.4 ist darauf hingewiesen worden, daß für die Wärmeübergangszahlen im Rahmen der Genauigkeit des Auswertverfahrens keine Oberflächenmaterialabhängigkeit festgestellt werden konnte. Für die Emissionsfaktoren gilt die gleiche Aussage. Dies soll anhand der Abbildung 3.22 gezeigt werden.

Für den Brandversuch SF-84/4 sind die Emissionsfaktoren in Abhängigkeit von der Bauteiloberflächentemperatur aufgetragen. Die Kurven beziehen sich auf die Abkühlphase des Experiments. Die Randbedingungen in diesem Brandversuch waren ähnlich wie die im Versuch SF-84/5, die in der Abb. 3.1 dargestellt sind. Der einzige Unterschied bestand darin, daß die Brandlast jetzt zu einem Stapel in der Brandraummitte angeordnet war.

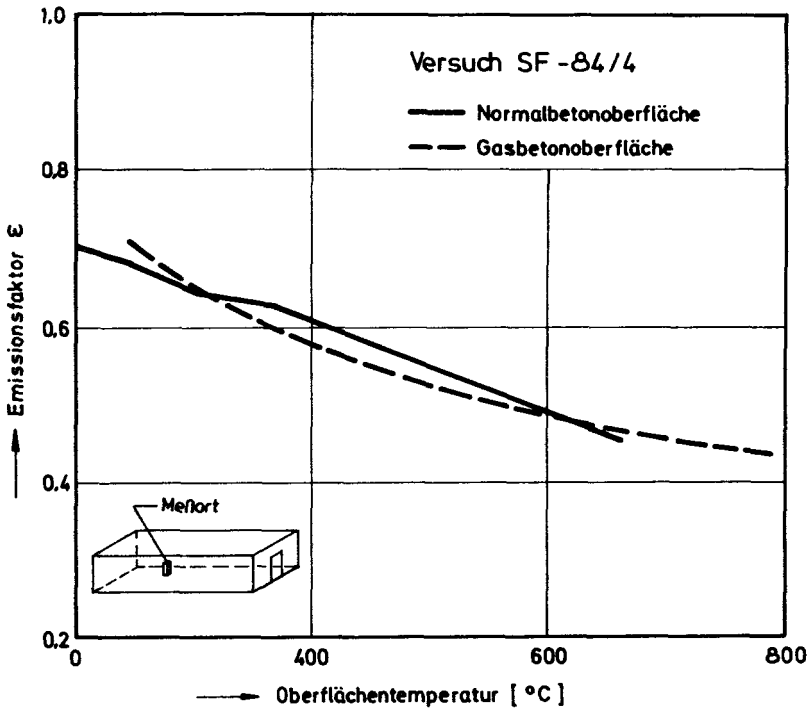


Abb. 3.22 Emissionsfaktoren für unterschiedliche Materialien

Es sind nach dem in Abschnitt 3.1.5 erläuterten Verfahren die Emissionsfaktoren einer Normalbetonoberfläche und einer Gasbetonoberfläche bestimmt worden. Die Probekörper, an denen die Messungen vorgenommen wurden, befanden sich in unmittelbarer Nachbarschaft. Der Ort der Probekörper im Brandversuch ist aus der Abb. 3.22 ersichtlich.

Beide $\epsilon(T)$ -Kurven zeigen die schon in Abschnitt 3.1.5 gefundene lineare Abhängigkeit des Emissionsfaktors von der Oberflächentemperatur. Es wird deutlich, daß es für die beiden untersuchten Oberflächentypen keinen Materialeinfluß auf die Emissionsfaktoren gibt: Die gestrichelt gezeichnete Kurve (Gasbeton) und die durchgezogene Kurve sind im Rahmen der Genauigkeit des Auswerteverfahrens (vgl. Abschn. 3.3) als gleich anzusehen. Die lineare Regression liefert als Ergebnis

$$\epsilon(T) = 0.77 - 0.00043 \frac{T}{C} \quad (3.6)$$

3.2.3 Emissionsfaktoren in unterschiedlich großen Brandräumen

Die Brandversuche, die diesem Bericht zugrunde liegen, wurden in drei verschiedenen großen Räumen durchgeführt. Die Höhe bzw. die Breite waren mit 3,6 m bzw. 7,2 m jeweils gleich. Die drei verschiedenen Längen betrugen 7,2 m, 14,4 m und 20,4 m.

In der Tabelle 3.2 sind die Mittelwerte der Emissionsfaktoren zusammengestellt, die an der Betonoberfläche eines im Brandraum aufgestellten Stahlbetonstützenstummels durch Vergleich der schwarzen Temperatur mit der Oberflächentemperatur bestimmt worden sind. Es wurde für jede Raumgröße über alle in diesem Brandraumtyp durchgeführten Versuche gemittelt, d.h.:

$$\bar{\epsilon} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \epsilon_i, \quad n = \text{Anzahl der Brandversuche} \quad \text{G..eps mittel}$$

Da die Emissionsfaktoren temperaturabhängig sind (vgl. Abschnitt 3.1.5 und 3.2.2), wurden die Werte jeweils bei einer Oberflächentemperatur von 150 °C ermittelt.

Brandraumabmessungen L x B x H [m³]	$\bar{\epsilon}$ (T = 150 °C)
7,8 x 7,2 x 3,6	0,79 ± 0,02
14,4 x 7,2 x 3,6	0,70 ± 0,02
20,4 x 7,2 x 3,6	0,59 ± 0,04

Tab. 3.2 Mittlere Emissionsfaktoren für unterschiedlich große Brandräume

Den in der Tabelle aufgelisteten Werten ist deutlich die Tendenz anzusehen, daß das Emissionsvermögen der Stützenstummeloberfläche mit zunehmender Brandraumgröße kleiner wird: Während $\bar{\epsilon}$ für den kleinen Brandraum ungefähr den Wert 0,8 annimmt, hat die Betonoberfläche in dem Brandraum mit dem dreimal so großen Volumen nur noch einen Emissionsfaktor von etwa 0,6.

Dieser qualitative Verlauf, nämlich eine Abnahme des Emissionsfaktors mit der Brandraumgröße muß auch aufgrund der Gesetze der sogenannten Hohlraumstrahlung erwartet werden. Die aus einem Hohlraum austretende Strahlung hat wegen Vielfachreflexionen innerhalb des Hohlraums den Charakter der sog. schwarzen Strahlung. Sie stimmt also in der Verteilung und den Absolutwerten der spektralen Strahldichte mit der Temperaturstrahlung überein, die ein Körper mit dem Emissionsvermögen $\varepsilon = 1$ ausstrahlt.

Die soeben beschriebene Hohlraumstrahlung verhält sich jedoch nur wie schwarze Strahlung, wenn der Hohlraum einen idealen schwarzen Körper darstellt. Das ist nur dann der Fall, wenn der Raum von Wänden gleicher Temperatur umschlossen ist und wenn die Öffnungen sehr klein sind. Von diesem Idealfall weicht der große Brandraum am meisten ab: Dort ist die Forderung nach gleicher Temperatur sämtlicher Umfassungsbauteile am wenigsten erfüllt. Im SFB-Dreijahresbericht C3-1 1/1 ist darauf hingewiesen worden, daß in dem 20,4 m langen Brandraum sowohl in horizontaler als auch in vertikaler Richtung Gastemperaturdifferenzen bis zu 500 K auftreten. In dem 7,8 m langen Brandraum waren diese Differenzen mit ca. 100 K - 200 K wesentlich kleiner. Bei großen Inhomogenitäten in den Brandraumtemperaturen treten innerhalb des Brandraums auch große Temperaturunterschiede in den umschließenden Bauteilen auf. Die unterschiedlichen Emissionsfaktoren der Bauteiloberflächen können daher als Folge der durch die speziellen Randbedingungen verursachten Unterschiede in der Qualität der Strahlung im Brandraum interpretiert werden.

Dieser Effekt ist bei der Abschätzung der Bauteilbelastung während eines Brandes zu beachten. Von der freigesetzten Energie gehen zwischen 20 % und 40 % durch konvektiven und radiativen Wärmeübergang in die Wände und die Decke des vom Brand betroffenen Bauwerks. Der größte Teil davon wird durch Strahlung verursacht, und die durch Strahlungsmechanismen auf Bauteile übertragene Energie ist dem Emissionsvermögen proportional. Daher ist bei gleichen Brandraumtemperaturen die Bauteilbelastung höher, wenn der Emissionsfaktor höher ist.

3.3 Fehlerdiskussion

Bei der Bestimmung der Temperaturen sowie bei der Herstellung der Probekörper sind systematische Fehler nicht zu vermeiden. Diese können sich speziell bei den hier verfolgten Untersuchungen durch Fehlerfortpflanzung zu relativ großen Unsicherheiten in den errechneten Werten von \dot{q} , ε und α aufsummieren, da in diese abgeleiteten Größen jeweils mehrere mit Fehlern behaftete Einzelmessungen eingehen. Es werden daher die relativen Fehler der aus den Meßwerten errechneten Größen mit den Gesetzen der Fehlerfortpflanzung bei systematischen Fehlern errechnet.

3.3.1 Fehler bei der Bestimmung der Wärmestromdichte

Die Wärmestromdichte wird aus dem im Meßstein gemessenen Temperaturgradienten nach der Gleichung (3.7) bestimmt.

$$\dot{q} = \frac{1}{2} c_p \rho \frac{a}{t_2 - t_1} [(T_0^2 - T_0^1) - (T_1^2 - T_1^1)] - \lambda \frac{T_1^1 - T_0^1}{a} \quad (3.7)$$

a ist der Abstand der Temperaturmeßstellen im Meßstein. Die anderen Größen und die Herleitung der Gleichung sind in Abschnitt 2.1.3 beschrieben. Sämtliche Temperaturen und die Größe a in der Gleichung (3.7) können mit Meßfehlern behaftet sein.

Die Fehlerrechnung wird anhand der Werte des in diesem Bericht als Beispiel verwendeten Versuchs SF-84/5 durchgeführt. Die Werte werden im folgenden aufgelistet; sie sind teilweise den Abbildungen 3.2 bis 3.4 entnommen, teilweise sind es Tabellenwerte.

Meßstein 2, Normalbeton, $t_1 = 40 \text{ min}$, $t_2 = 60 \text{ min}$

$$\rho = 2100 \text{ kg/m}^3$$

$$\lambda = 1,1 \text{ W/(mK)}$$

$$c_p = 880 \text{ J/(kgK)}$$

$$\dot{q}_{\max} = 38 \frac{\text{kW}}{\text{m}^2}$$

$$a = 5 \text{ mm} \pm \Delta a; \Delta a = 1 \text{ mm}$$

$$\Delta T_i^j = 4 \text{ K (maximale Meßunsicherheit bei der Temperaturmessung)}$$

$$t_1 = 40 \text{ min}$$

$$t_2 = 60 \text{ min}$$

$$\frac{T_0^2 - T_0^1 - (T_1^2 - T_1^1)}{t_2 - t_1} = \frac{160 \text{ K}}{1200 \text{ s}}$$

$$T_1^1 - T_0^1 = 200 \text{ K}$$

Mit Hilfe der Gesetze der Fehlerfortpflanzung /6/ erhält man aus der Gleichung (3.7) den absoluten Maximalfehler der in den Meßstein fließenden Wärmestromdichte \dot{q}_{\max} :

$$\begin{aligned} \Delta \dot{q}_{\max} &= \sum_i \left| \frac{\partial \dot{q}}{\partial T_i} \Delta T_i \right| + \left| \frac{\partial \dot{q}}{\partial a} \Delta a \right| \\ &\leq \left| \frac{c_p \rho a}{2(t_2 - t_1)} 4 \Delta T \right| + \left| \frac{\lambda}{a} 2 \Delta T \right| + \left| \frac{c_p \rho}{2} \Delta a \frac{T_0^2 - T_0^1 - (T_1^2 - T_1^1)}{t_2 - t_1} \right| + \left| \frac{\lambda}{a^2} \|T_1^1 - T_0^1\| \Delta a \right| \end{aligned} \quad (3.8)$$

In der Gleichung (3.8) bedeutet Δa die Ungenauigkeit bei der Bestimmung des Meßpunktabstandes im Bauteil und ΔT die Temperaturmeßungenauigkeit. Zur Herleitung der Relation (3.8) wurde die SCHWARZsche Ungleichung verwendet:

$$|a + b| \leq |a| + |b| \quad (3.9)$$

Durch Einsetzen der oben aufgelisteten Zahlenwerte erhält man für $\Delta \dot{q}_{\max}$:

$$\Delta \dot{q}_{\max} = 62 \frac{\text{W}}{\text{m}^2} + 1760 \frac{\text{W}}{\text{m}^2} + 123 \frac{\text{W}}{\text{m}^2} + 8800 \frac{\text{W}}{\text{m}^2} = 10745 \frac{\text{W}}{\text{m}^2} \quad (3.10)$$

Bezieht man den absoluten Fehler auf den ermittelten Maximalwert der Wärmestromdichte \dot{q}_{\max} , dann erhält man den relativen Fehler:

$$\frac{\Delta \dot{q}_{\max}}{\dot{q}_{\max}} \leq \frac{11 \text{ kW}}{38 \text{ kW}} \hat{=} 29\% \quad (3.11)$$

Dieser maximale relative Fehler wird hauptsächlich durch Δa verursacht, da die Ungenauigkeit in der Angabe des Abstandes der Thermoelemente im Meßstein bereits 20 % beträgt. Hier kann das verwendete Verfahren zur

Bestimmung der thermischen Bauteilbelastung verbessert werden. Vorstellbar ist eine Messung der tatsächlichen Abstände der Temperaturmeßstellen innerhalb der Probekörper mit Hilfe von Röntgenstrukturuntersuchungen.

3.3.2 Fehler bei der Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten

Die Wärmeübergangskoeffizienten sind nach der Gleichung

$$\alpha = \frac{\dot{q}}{T_G - T_W} \quad (3.12)$$

bestimmt worden. Die Meßunsicherheit bei der Gastemperatur T_G und der Oberflächentemperatur T_W beträgt jeweils 4 K. Die Wärmestromdichte \dot{q} kann nur mit einer relativen Genauigkeit von 29 % bestimmt werden (vgl. 3.3.1). Die Anwendung der Fehlerrechnung ergibt für den absoluten Maximalfehler $\Delta\alpha$:

$$\Delta\alpha = \left| \frac{\Delta\dot{q}}{T_G - T_W} \right| + \left| \frac{\dot{q}\Delta T_G}{(T_G - T_W)^2} \right| + \left| \frac{\dot{q}\Delta T_W}{(T_G - T_W)^2} \right| \quad (3.13)$$

Die Division durch α liefert den relativen Fehler:

$$\frac{\Delta\alpha}{\alpha} = \left| \frac{\Delta\dot{q}}{\dot{q}} \right| + \left| \frac{\Delta T_G}{T_G - T_W} \right| + \left| \frac{\Delta T_W}{T_G - T_W} \right| \quad (3.14)$$

Die Gleichung (3.14) zeigt, daß das hier angewendete Verfahren zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten nur dann sinnvolle Ergebnisse liefern kann, wenn die Differenz ($T_g - T_w$) sehr viel größer als der Temperaturmeßfehler ΔT bei der Bestimmung der Oberflächentemperatur und der Gastemperatur ist. In dem Bereich der Abkühlphase, der aus im Abschnitt 3.1.4 erläuterten Grund zur α -Bestimmung herangezogen wurde, war $T_g - T_w$ stets größer als 40 K. Die Temperaturmeßungenauigkeiten ΔT sind für den Temperaturbereich um 300 °C kleiner als 4 Kelvin. Daher kann der maximale relative Fehler des Wärmeübergangskoeffizienten wie folgt abgeschätzt werden:

$$\frac{\Delta\alpha}{\alpha} \leq 0.29 + \frac{4}{40} + \frac{4}{40} = 0.49 \quad \hat{=} \quad 49\% \quad (3.15)$$

Bei der Diskussion der in diesem Bericht angegebenen α -Werte ist also zu berücksichtigen, daß der relative Fehler hier bis zu 50 % betragen kann.

3.3.3 Fehler bei der Bestimmung des Emissionsfaktors

Der Emissionsfaktor wird nach der Gleichung (3.16) berechnet:

$$\varepsilon = \frac{T_S^4}{T_W^4} \quad (3.16)$$

Daraus folgt für den absoluten und den relativen Fehler

$$\Delta\varepsilon = 4 \left| \frac{T_S^3}{T_W^4} \Delta T_S \right| + 4 \left| \frac{T_S^4}{T_W^5} \Delta T_W \right| \quad (3.17)$$

$$\frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon} = 4 \frac{\Delta T_S}{T_S} + 4 \frac{\Delta T_W}{T_W} \quad (3.18)$$

Das Strahlungspyrometer, das zur Messung der schwarzen Temperatur T_S verwendet wurde, hat eine Meßungenauigkeit von $< 1 \%$. Das NiCr-Ni-Thermoelement, das die wahre Oberflächentemperatur T_W liefert, mißt in dem betrachteten Temperaturbereich mit einer Ungenauigkeit von $< 0,75 \%$. Mit diesen Zahlenwerten folgt für den relativen Fehler des Emissionsfaktors:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon} \leq 0.07 \quad \hat{=} \quad 7\% \quad (3.19)$$

4 Vergleich der Ergebnisse mit Literaturwerten

Die Erforschung des natürlichen Brandes ist Thema zahlreicher Forschungsprojekte, die in den letzten Jahren vornehmlich in den Vereinigten Staaten, in Kanada, in Skandinavien, in Japan, in Großbritannien und in der Bundesrepublik Deutschland durchgeführt wurden. Viele dieser Arbeiten sind der Frage gewidmet, ob und wie ein natürlicher Brandablauf theoretisch beschrieben und mathematisch simuliert werden kann. Solche Rechnungen sollen selbstverständlich quantitative Ergebnisse liefern wie z.B. die Heißgastemperaturen oder die Temperaturen in den dem Brand ausgesetzten Bauteilen. Für die Berechnungen müssen Materialwerte vorgegeben werden. Die Materialwerte beschreiben die thermodynamischen Stoffdaten der Baustoffe, aus denen die Brandraumumfassungsbauteile und die Bauteile im Brandraum bestehen. Für die rechnerische Erfassung der an Bauteile abgegebenen Wärmeenergie müssen u.a. Emissionsfaktoren und Wärmeübergangskoeffizienten bekannt sein. In diesem Abschnitt werden die hier aus Versuchsergebnissen berechneten Werte denen gegenübergestellt, die in den Simulationsrechnungen der verschiedenen Forschungsgruppen verwendet werden.

4.1 Der Wärmeübergangskoeffizient

Für den Koeffizienten des konvektiven Wärmeübergangs α_k werden in der Literatur teilweise konstante Werte angegeben und teilweise auch temperaturabhängige Ansätze verwendet. Ausobsky /7/ verwendet für ein Rechenprogramm, mit dem er kritische Wärmeflußdichten für die spontane Entzündung von Holzoberflächen berechnet, die folgende Näherungsgleichung:

$$\alpha = 11.63 \frac{W}{m^2 K} \cdot e^{0.0023 \frac{T_W}{^\circ C}} \quad (4.1)$$

Für den konvektiven Wärmeübergang bei freier, turbulenter Strömung gilt nach McAdams /8/:

$$\alpha = c \cdot (T_G - T_W)^{\frac{1}{4}} \quad (4.2)$$

T_G ist die Gasttemperatur und T_W die Wandoberflächentemperatur. Babrauskas /9/ verwendet diesen Ansatz und setzt als Proportionalitätsfaktor c den Wert

$$c = 5 \frac{W}{m^2 K^{\frac{4}{3}}} \quad (4.3)$$

Während die exponentielle Näherungsgleichung von Ausobsky nur die Wandoberflächentemperatur enthält, berücksichtigt die von Babrauskas verwendete Gleichung zusätzlich die Gasttemperatur. Beide Funktionen sind in der Abbildung 4.1 dargestellt.

Aus der Abbildung 3.14 geht hervor, daß die Wandoberflächentemperaturen in realen Brandfällen Werte bis über 900 °C erreichen können. Für derart hohe Temperaturen liefert die Exponentialfunktion (Kurve a) in der Abbildung 4.1) offensichtlich zu hohe Werte. Im Temperaturbereich zwischen der Umgebungstemperatur und etwa 600 °C liefern beide Näherungen ähnliche Werte. Bei der Interpretation der Abbildung 4.1 ist zu berücksichtigen, daß auf der Abszisse im Fall der Näherung von Ausobsky die Wandoberflächentemperatur aufgetragen ist und im Fall der von Babrauskas verwendeten Näherung die Differenz aus der Gasttemperatur und der Wandoberflächentemperatur.

Die im Rahmen des C3-Forschungsvorhabens erzielten α -Werte liegen - je nach Brandbedingungen und Lage des Meßortes im Brandraum - zwischen 10 und 50 W/(m²K). Aus im Abschnitt 3.1.4 erläuterten Gründen konnten mit den zur Verfügung stehenden experimentellen Möglichkeiten keine temperaturabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten ermittelt werden. Ein Vergleich der Abbildungen 3.15 und 3.16 zeigt, daß die Bauteiloberflächentemperaturen, für die die Werte berechnet wurden, etwa 300 °C betragen. Der Wertebereich und damit die Bandbreite der Wärmeübergangszahlen ist in der Abb. 4.1 durch den schraffierten Bereich angedeutet. Die große Bandbreite bezüglich der Ordinatenwerte resultiert zum einen aus den systematischen Fehlern des experimentellen Verfahrens (vgl. Abschn. 3.3.1). Zum anderen ist in der hier vorliegenden Untersuchung gezielt der Einfluß des Brandgeschehens auf die Wärmeübergangsbedingungen betrachtet worden. Dabei sind als Meßort die Stellen im Brandraum ausgewählt worden, an denen für den Wärmeübergang extreme Bedingungen erwartet wurden. Der relativ große Bereich, in dem die eigenen Resultate angesiedelt sind, ist ein gewollter Effekt, da ja gerade die mögliche

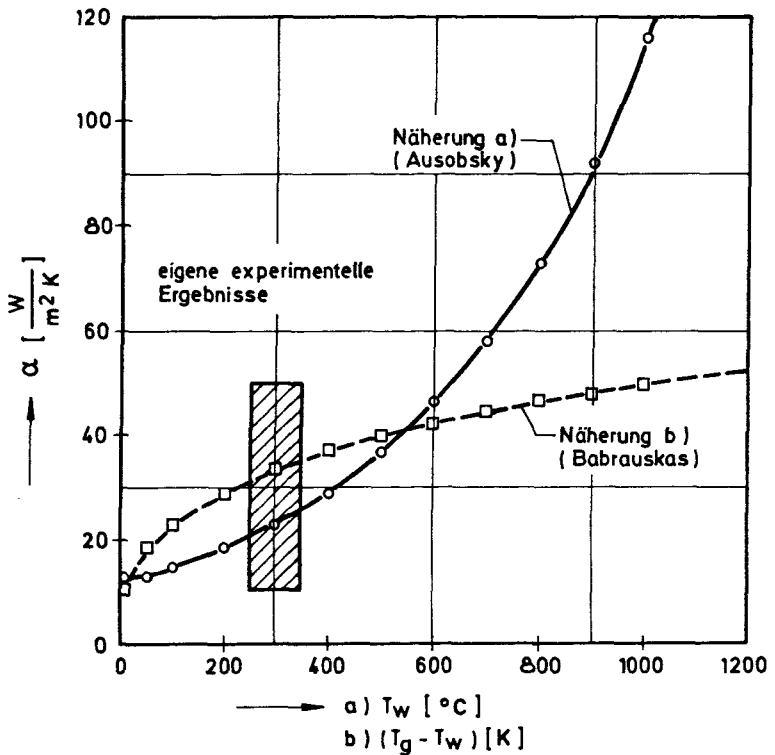


Abb. 4.1 Näherungsgleichungen für den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten und experimentelle Ergebnisse

Bandbreite der Wärmeübergangskoeffizienten Ziel der Untersuchung war.

Für einige in der Literatur beschriebene Fälle, in denen mit konstanten Wärmeübergangszahlen gerechnet wird, sind die verwendeten Werte des konvektiven Wärmeübergangsfaktors in der Tabelle 4.1 aufgelistet.

Die Werte liegen zwischen 5 und 50 $\text{W}/(\text{m}^2 \text{K})$ und decken somit den gesamten Bereich ab, der in den hier beschriebenen Untersuchungen ermittelt wurde.

Literatur- zitat	α [W/m ² K]	ϵ
/10/	10	0,92
/11/	5	1
/12/	5	f(T)
/13/	5 - 50	
/14/	25	
/4/	5 - 25	0,63 ($T_W = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$)
/15/	10	
/16/	10 - 25	0,8 bzw. f(T)
/17/		0,8

Tab. 4.1 Literaturwerte für den Wärmeübergangskoeffizienten und den Emissionsfaktor

4.2 Der Emissionsfaktor der Bauteiloberfläche

Auch für den Emissionsfaktor werden - wie für den Wärmeübergangskoeffizienten - teilweise temperaturabhängige Ansätze und teilweise konstante Werte verwendet. Der Tabelle 4.1 ist zu entnehmen, daß Hadwig /12/ und Böhm /16/ ihren Brandsimulationsrechnungen ϵ -Werte als Funktion der Temperatur vorgeben. Beide verwenden dieselbe Gleichung:

$$\epsilon = 0.87 - 0.00039 \frac{T}{^{\circ}\text{C}} \quad (4.4)$$

Diese Gleichung beschreibt qualitativ das gleiche Verhalten wie die aus den hier beschriebenen Versuchen gewonnenen Gleichungen (3.2) und (3.6): Das Emissionsvermögen fällt mit steigender Temperatur linear ab.

Die Absolutwerte der für die Versuche SF-84/4 und SF-84/5 experimentell ermittelten Emissionsfaktoren, für die die Gleichungen gelten, liegen etwas niedriger als die der zitierten Literaturwerte (Gleichung (4.4)). Bei dem Vergleich der Absolutwerte ist zu beachten, daß es sich bei den hier diskutierten Versuchsergebnissen um Ergebnisse aus einem relativ großen Brandraum handelt. Im Abschnitt 3.2.3 wurde gezeigt, daß die Größe des Brandraums einen deutlichen Einfluß auf das Emissionsvermögen

der Oberfläche hat. Die Brandräume, denen die Literaturangaben zugrunde liegen, haben durchweg deutlich kleinere Abmessungen als die, in denen die in diesem Bericht beschriebenen Untersuchungen durchgeführt wurden. Als Beispiel sei hier die in /17/ angeführten Berechnungen genannt: Hier betrug das Brandraumvolumen $4,6 \text{ m} \times 4,6 \text{ m} \times 2,3 \text{ m}$. Das ist weniger als ein Viertel des Volumens, das der kleinste der hier untersuchten Brandräume hatte.

Zum Schluß dieses Abschnitts noch etwas zu der Belastung der Brandraumumfassungsbauteile. Von zahlreichen Forschern durchgeführte Energiebilanzrechnungen (/5/, /9/, /14/) zeigen, daß etwa 20 % bis 40 % der durch die Verbrennung freigesetzten Energie von den Brandraumumfassungsbauteilen aufgenommen wird. Die hier durchgeführten Untersuchungen bestätigen das auch für Brände in großen Brandabschnitten: In der Tabelle 3.1 sind für zwei Versuche die Anteile der Energiefreisetzungsrate zum Wärmestrom in die Brandraumdecke mit 17 % bzw. 20 % angegeben. Zusätzlich dazu gelangt Wärmeenergie in den Brandraumboden und in die Brandraumwände. Die gesamte von den Brandraumumfassungsbauteilen aufgenommene Energie kann hier daher mit etwa 30 % der freigesetzten Energie abgeschätzt werden.

5 Zusammenfassung

In dem vorliegenden Bericht wird die thermische Wirkung des natürlichen Brandes auf die Brandraumumfassungsbauteile und auf die Bauteile, die sich im Brandraum befinden, diskutiert. Grundlage der Untersuchungen sind Full-Scale-Brandversuche, die im Rahmen des SFB-Teilprojekts C3 "Natürlicher Brand, seine Einflußparameter in kleinen und großen Brandräumen" durchgeführt worden sind.

Es werden experimentelle Ergebnisse bezüglich der Energieströme, der Wärmeübergangskoeffizienten und der Emissionsfaktoren vorgestellt. Dabei wird auf die Abhängigkeit dieser Größen von dem speziellen Brandgeschehen eingegangen. Ferner werden lokale Unterschiede der Wärmebelastung von Brandraumumfassungsbauteilen herausgearbeitet. Auch der Einfluß der Bauteiloberflächentemperaturen auf die Wärmeübergangsbedingungen wird einer Betrachtung unterzogen.

Die Energieströme in die Bauteile werden aus Energiebilanzen bestimmt. Meßgröße ist der Temperaturgradient im Bauteil. Für das ausführlich betrachteten Beispiel, den Brandversuch SF-84/5, wurden lokale Energieströme zwischen 20 kW/m^2 und 47 kW/m^2 ermittelt.

Ausgehend von der Newtonschen Gleichung der Wärmeübertragung werden die Wärmeübergangskoeffizienten bei bekanntem Energiestrom und bekannter Oberflächentemperatur berechnet. Obwohl das Auswertverfahren einen relativen Fehler von etwa 50 % bedingt, können lokale Unterschiede bezüglich des Wärmeübergangskoeffizienten α innerhalb des Brandraums angegeben werden. Die berechnete α -Werte liegen zwischen $10 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $50 \text{ W/m}^2\text{K}$. Die hohen Werte wurden in Brandraumbereichen gemessen, die aufgrund der Brandraumgeometrie höhere Strömungsgeschwindigkeiten als die Durchschnittswerte erwarten ließen. Eine Materialabhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten kann den experimentellen Ergebnissen nicht entnommen werden.

Der Emissionsfaktor der Bauteile wird durch Vergleich der sogenannten schwarzen Temperatur mit der Bauteiloberflächentemperatur berechnet. Es werden die Gesetze der Wärmestrahlung angewendet. Der Emissionsfaktor erweist sich als temperaturabhängig: Es wurde eine lineare Beziehung zwischen dem Emissionsvermögen und der Bauteiloberflächentemperatur ge-

funden. Es zeigte sich, daß auch die Größe des Brandraums einen deutlichen Einfluß auf den ξ -Faktor hat. Mit größer werdendem Brandraumvolumen verkleinert sich das Emissionsvermögen der Probekörper im Brandraum. Insgesamt wurden Emissionsfaktoren zwischen 0,6 und 0,8 ermittelt.

Der Vergleich mit in der Literatur angegebenen und verwendeten Wärmeübergangszahlen zeigt im allgemeinen eine gute Übereinstimmung. Es ist zu erwähnen, daß die in der Literatur angegebenen Werte integrale Größen bezüglich des Brandgeschehens und bezüglich der lokalen Besonderheiten im Brandraum sind. Daher können Differenzen zwischen den in der Literatur angegebenen Werten und den hier erzielten Ergebnissen mit den speziell vorliegenden Randbedingungen erklärt werden.

Abschließend noch einige Bemerkungen zur Meßtechnik: Die Fehlerdiskussion hat gezeigt, daß die Hauptursache für die relativ großen Schwankungsbreiten der errechneten Wärmeübergangskoeffizienten in der Probekörperherstellung begründet ist. Beim Herstellen der Thermoleitern und beim anschließenden Betonieren der Meßsteine und Stützenstummel können Abweichungen von 1 bis 2 mm auftreten. Eine wesentliche Verbesserung des hier verwendeten Verfahrens zur Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen mit Hilfe von Temperaturgradienten in Bauteilen liegt also auf der Hand: Die genaue Lage der Thermoelemente im Bauteil muß bestimmt werden, beispielsweise röntgenographisch.

6 Verwendete Formenzeichen

a	Abstand der Temperaturmeßstellen im Bauteil	$[m]$
A_W	Wandoberfläche	$[m^2]$
B	Breite des Brandraums	$[m]$
c_p	Spezifische Wärme	$[\frac{J}{kgK}]$
H	Höhe des Brandraums	$[m]$
ΔH_u	unterer Heizwert	$[\frac{J}{kg}]$
L	Länge des Brandraums	$[m]$
Q	Wärmemenge	$[J]$
Q_{cp}	gespeicherte Wärmemenge	$[J]$
\dot{Q}_c	Energiefreisetzung während des Brandes	$[W]$
\dot{q}	Wärmestromdichte	$[\frac{W}{m^2}]$
\dot{q}_{max}	Maximalwert der in den Meßstein eindringenden Wärmestromdichte	$[\frac{W}{m^2}]$
\dot{q}^{Um}	an die Brandraumumgebung abgegebene Wärmestromdichte	$[\frac{W}{m^2}]$
\dot{q}^{cp}	gespeicherter Anteil der Wärmestromdichte	$[\frac{W}{m^2}]$
\dot{q}^λ	durch Wärmeleitung transportierte Wärmestromdichte	$[\frac{W}{m^2}]$
\dot{q}_e	radiativer Anteil der Wärmestromdichte	$[\frac{W}{m^2}]$
\dot{q}_k	konvektiver Anteil der Wärmestromdichte	$[\frac{W}{m^2}]$
\dot{q}_e^{ab}	absorbierter Anteil der radiativen Wärmestromdichte	$[\frac{W}{m^2}]$
\dot{q}_e^{em}	emittierter Anteil der radiativen Wärmestromdichte	$[\frac{W}{m^2}]$
\dot{q}_e^{re}	reflektierter Anteil der radiativen Wärmestromdichte	$[\frac{W}{m^2}]$

\dot{R}	Abbrandrate der Brandlast	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{min}}\right]$
t	Zeit	$[s]$
T_G	Gastemperatur	$[K]$
T_S	schwarze Temperatur	$[K]$
T_W	Temperatur der Wandoberfläche	$[K]$
T_i^j	Temperatur am Ort i zum Zeitpunkt j	$[K]$
V_{BR}	Volumen des Brandraums	$[m^3]$
α	Wärmeübergangskoeffizient	$\left[\frac{W}{m^2 K}\right]$
α_k	Koeffizient des konvektiven Wärmeübergangs	$\left[\frac{W}{m^2 K}\right]$
α_ϵ	Koeffizient des radiativen Wärmeübergangs	$\left[\frac{W}{m^2 K}\right]$
α_λ	Koeffizient des durch Leitung verursachten Wärmeübergangs	$\left[\frac{W}{m^2 K}\right]$
ϵ	Emissionsfaktor	$[1]$
λ	Wärmeleitfähigkeit	$\left[\frac{W}{m K}\right]$
ρ	Dichte	$\left[\frac{\text{kg}}{m^3}\right]$
χ	Faktor für Unvollständige Verbrennung	$[1]$
σ	Stefan - Boltzmann - Konstante	$5.669 \cdot 10^{-8} \left[\frac{W}{m^2 K^4}\right]$

7 Literaturverzeichnis

- /1/ Hagen, E.: SFB 148, Teilprojekt C3, Dreijahresbericht 1984-1986, Teil 1

- /2/ Hagen, E.: Dokumentation von 38 Full-Scale-Brandversuchen in Brandräumen verschiedener Größe mit Holzkrippen als Brandlast. Durchgeführt im Rahmen des SFB 148 "Brandverhalten von Bauteilen", Teilprojekt C3 "Natürlicher Brand". Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig 1987

- /3/ Mc Caffrey, B.J.; Heskestad, G.: A robust Bidirectional Low-Velocity Probe for Flame and Fire Application. Combustion and Flame 26 (1976)

- /4/ Drysdale, D.: An Introduction to Fire Dynamics. Wiley-Interscience Publication (1986)

- /5/ Hagen, E.: SFB 148, Teilprojekt C3, Dreijahresbericht 1984-1986, Teil 2

- /6/ Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau, 14. Auflage, Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York (1981)

- /7/ Ausobsky, S.: Berechnung der Wärmeflußdichte. Brandverhütung 6/86, S.6-7

- /8/ Mc Adams, W.H.: Heat Transmission. Mc Graw-Hill Book Company (1954)

- /9/ Babrauskas, V.: COMBF2 - A Program for Calculating Post-Flashover Fire Temperatures. U.S. Department of Commerce, National Bureau of Standards, June 1979

- /10/ Bullen, M.L.: The Ventilation required to permit growth of fire. Building Research Establishment, Fire Research Station, Borehamwood, WD62BL

- /11/ Hägglund, B.: Simulating the Early Fire Growth in Residential Rooms. FOA Rapport C20352-A3. (1980)
Försvarets Forkingsanstalt Stockholm
- /12/ Hadvig, S.: Charring of wood in Building Fires. Technical University of Denmark, 1981
- /13/ Welty, J.R.; Wilson, R.E.; Wicks, C.E.: Fundamentals of Momentum, Heat and Mass Transfer. John Wiley and Sons (1976)
- /14/ Nilsson, L.: Time Curve of Heat Release for Compartment Fires with Fuel of Wooden Cribs. Lund Institute of Technology, Lund, Sweden, 1974
- /15/ Quintiere, J.G.; Mc Caffrey, B.J.: The Burning of Wood and Plastic Cribs in an Enclosure. NBSIR 80-2054
- /16/ Bohm, B.; Hadvig, S.: Calculation of Heat Transfer in Fire Test Furnaces with Specific Interest in the Exposure of Steel Structures. A Technical Note. Fire Safety Journal, 5 (1983) pp 281-286
- /17/ Bohm, B.: Non-Uniform Compartment Fires. Report of the Laboratory of Heating and Air Conditioning. Technical University of Denmark (Jan. 1983)

MODELLIERUNG DER BRANDENTWICKLUNG

IN RÄUMEN

von

Ataman Haksever

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung.....	4
1.1 Allgemeines.....	5
1.2 Problemstellung.....	6
2 Modellierung der Brandentwicklung in Räumen.....	9
2.1 Allgemeines.....	9
2.2 Pre-Flashover-Phase.....	10
2.3 Flashover.....	11
2.4 Post-Flashover-Phase.....	12
3 Modellarten.....	13
3.1 Allgemeines.....	13
3.2 Vollbrandmodelle.....	14
3.3 Feldmodelle.....	15
3.4 Zonenmodelle.....	15
4 Modellanwendung für Brandverläufe.....	17
4.1 Allgemeines.....	17
4.2 Probleme der Modellierung.....	20
4.3 Schlußfolgerungen.....	22
5 Kurzbeschreibung der verwendeten Rechenmodelle.....	23
5.1 Allgemeines.....	23
6 Brandraummodell "RFIRES".....	24
6.1 Allgemeines.....	24
6.2 Abbrandrate.....	26
6.3 Energiefreisetzung.....	27
6.4 Heißgasschicht.....	28
6.5 Erwärmung der Decken und oberen Wandbereiche.....	29
6.6 Zusammenfassung.....	30

7 Brandraummodell "CFC V-HARVARD" (neu FIRST).....	32
7.1 Allgemeines.....	32
7.2 Abbrandrate.....	33
7.3 Flammenstruktur.....	34
7.4 Konvektive Wärmeübertragung.....	35
7.5 Strahlung.....	36
7.6 Heißgasschicht.....	37
7.7 Massen- und Energiebilanzen.....	38
7.8 Zusammenfassung.....	39
8 Brandraummodell "AYSEN".....	40
8.1 Allgemeines.....	40
8.2 Zusammenfassung.....	41
9 Brandraum-Modell "DOB".....	42
9.1 Allgemeines.....	42
9.2 Zusammenfassung.....	43
10 Brandraummodell "BOHM".....	44
10.1 Allgemeines.....	44
10.2 Beschreibung des Rechenprogramms.....	45
10.3 Zusammenfassung der rechnergesteuerten Simulation.....	47
10.4 Zusammenfassung der experimentellen Arbeiten.....	48
10.5 Zusammenfassung der brandschutztechnischen Dimensionierung....	49
11 Brandraummodell "NILSSON (Magnusson-Thelanderson)".....	50
11.1 Allgemeines.....	50
11.2 Computer-Modell.....	50
11.3 Zusammenfassung.....	52
12 Brandraummodell "TANAKA".....	54
12.1 Allgemeines.....	54
12.2 Voraussetzungen für die Modellformulierung.....	55
13 Brandraummodell "COMPF-2".....	57

13.1 Allgemeines.....	57
13.2 Angewandte Theorie.....	57
13.3 Pyrolyse-Raten.....	58
13.3.1 Flüssige oder thermoplastische Pools.....	58
13.3.2 Feste Brennstoffe.....	59
13.4 Zusammenfassung.....	60
 14 Brandraummodell "DSLAY1" von B. Hägglund.....	 61
14.1 Allgemeines.....	61
14.2 Version NONVENT.....	62
14.3 Version "VENT".....	63
14.4 Rechenprogramm.....	64
14.5 Zusammenfassung.....	65
 15 Brandraummodell "UNSAFE II".....	 66
15.1 Allgemeines.....	66
15.2 Zusammenfassung.....	67
 16 Brandraummodell "MOSIE 2".....	 68
16.1 Allgemeines.....	68
16.2 Zusammenfassung.....	68
 17 Literatur.....	 70

1 Einleitung

Theorie und Praxis der Temperatur-Zeit-Funktionen von Bränden bilden ein Teilgebiet der angewandten Brandforschung, das in vielen Ländern mit erheblichem Aufwand untersucht wird. Der Grund ist darin zu sehen, daß gut fundierte Kenntnisse über die Thermodynamik der Brandentwicklungen in Räumen in verschiedener Hinsicht notwendig sind/32,41/.

Der bauliche Brandschutz von Gebäuden und Gebäudeelementen wird international im allgemeinen in Bauordnungen und baupolizeilichen Vorschriften geregelt. Dabei ist es üblich, die brandschutztechnische Bemessung und Beurteilung von Bauteilen anhand von Normbrandversuchen in Deutschland z.B. nach DIN 4102 Teil 2 durchzuführen. Für die einzelnen Bauteile werden bestimmte Feuerwiderstandsklassen vorgeschrieben, deren Einhaltung auf der Grundlage der Einheits-Temperatur-Zeitkurve nachzuweisen ist.

Eine große Anzahl von Feuerversuchen, die mit Sorgfalt ausgeführt wurden, hat gezeigt, daß eine praxisgerechte rechnerische Abschätzung der Feuerwiderstandsdauer von Bauteilen nur dann erfolgen kann, wenn einige bestimmte Parameter besonders berücksichtigt werden. Der wichtigste Aspekt ist dabei die wirklichkeitsnahe Bestimmung der Temperatur-Zeit-Kurve eines Vollbrandes. Die Norm-Brandraumkurve, die von vielen Ländern übernommen worden ist, beinhaltet im Bestfall nur einige mögliche Brandfälle aus einer bestimmten Brandlastverteilung, Ventilationsbedingung und thermischen Eigenschaft des Brandraums.

Außerdem ist bei der Normbrandbemessung die Abkühlphase eines natürlichen Brandes nicht miteinbezogen. Es wird jetzt allmählich akzeptiert, daß für eine praxisgerechte Analyse einer Brandbeanspruchung auf Bauteile nur eine vollständige Temperatur-Zeit-Beziehung eines natürlichen Brandes herangezogen werden kann.

Die bauaufsichtliche Regelung der brandschutztechnischen Anforderungen anhand einfacher Brandprüfvorschriften hat deshalb gegenüber anderen Verfahren Vorteile, weil dadurch die Nachprüfbarkeit der getroffenen Maßnahmen gewährleistet wird. Das dabei erreichte bestimmte Sicherheitsniveau ist jedoch nicht immer im wirtschaftlichen Sinne vertretbar.

Unter Berücksichtigung versicherungstechnischer Belange sind naturgemäß zusätzliche brandschutztechnische Überlegungen erforderlich, die nicht in starre gesetzliche Regelungen eingebracht werden können.

Insbesondere führen zu straff geregelte Verfahren im Industriebau und bei der Beurteilung von Sonderfällen oftmals zu nicht befriedigenden Ergebnissen. Es wäre beispielsweise unvernünftig, die auf der Grundlage von Holzbrandlasten entwickelten bauaufsichtlichen Anforderungen auch dann unverändert weiter gelten zu lassen, wenn aufgrund der Anwendung neuartiger Stoffe die Möglichkeit bestünde, den Anteil brennbarer Bestandteile in Räumen deutlich zu vermindern.

Wünschenswert wäre hier ein Verfahren, mit dem für einen beliebigen Brandraum unter Berücksichtigung von Menge, Art und Verteilung der Brandlasten sowie der Ventilationsbedingungen, die Verteilung der Brandraumtemperaturen zuverlässig bestimmt werden können. Dazu ist es erforderlich, den wahrscheinlichen Brandverlauf so wirklichkeitsnah wie möglich rechnerisch zu erfassen.

1.1 Allgemeines

Zur Einführung von systematischen Bauteiluntersuchungen im Brandfall gaben in den Vereinigten Staaten um die Jahrhundertwende umfangreiche Großbrandschäden Anlaß. In Europa waren zu dieser Zeit ähnliche Bestrebungen im Gange. Dabei wurde ausschließlich experimentell vorgegangen.

Seit Anfang der 20er Jahre dieses Jahrhunderts führte man die Bauteilprüfungen auf Feuerwiderstandsdauer weltweit systematisch aus. Die zu prüfenden Bauteile werden seither international verglichen, wobei die Prüfelemente einem genormten Brandverlauf ausgesetzt werden.

Derzeit wird angestrebt, die Berechnung der Temperaturentwicklung in Brandfällen auf große Räume und auf Fabrikhallen auszudehnen. Tatsächlich sind in der Fachliteratur viele Ansätze dafür zu finden, allerdings ohne Überprüfung des Gültigkeitsbereiches der für das Raummodell geltenden Gleichungen. Die Förderung der wissenschaftlichen Forschung auf dem Gebiet des baulichen Brandschutzes gewinnt unter diesen Gesichtspunkten mehr an Bedeutung.

Dieser Beitrag beschreibt anhand von Literaturrecherchen die verschiedenen Stadien der Entwicklung der Brandraummodelle, vor allem die in nordischen Ländern, in den USA sowie in Japan entwickelten Rechenverfahren über natürliche Brände in kleinen Räumen und größeren Hallen.

1.2 Problemstellung

Ein "Modell" kann auf einer bestimmten Theorie beruhen, einige Kenngrößen und Parameter in den Vordergrund stellen, andere jedoch außer acht lassen. Deshalb können verschiedene "Modelle" für den gleichen Untersuchungsbereich anwendbar sein, einige davon dürften dann jedoch für etwas differenzierte Zwecke dienlicher sein. in.

An Untersuchungen aus dem Jahre 1960 über die Ringtheater-Katastrophe in Österreich haben Modelle im Maßstab 1: 3 und 1: 10 Anwendung gefunden, dabei wurde das Wort "Modelltheater" in verschiedenen Berichterstattungen gebraucht/7/.

Beispielsweise wurde im Jahre 1961 bei der Messe "Roter Hahn" in Köln ein "Modell" für ein Fabrikgebäude vorgestellt, in dem die Luft- und Rauchgase mit Hilfe des Salz- und Frischwassers dargestellt worden sind.

Brände werden in Brandabschnitten, entsprechend ihrer Intensität, in Post-Flashover-Brände und Pre-Flashover-Brände unterteilt. Bevor jedoch diese zwei thermodynamische Abschnitte eines Brandes diskutiert werden, ist es für das Verständnis der Brandphänomene sinnvoll, kurz darauf einzugehen wie ein Brand in einem Raum entstehen und ablaufen kann.

Die Entwicklung eines Brandes in einem Raum beginnt mit der Zündung eines brennbaren Objekts, beispielsweise mit irgendeinem Möbelstück. Dabei werden i.a folgende thermodynamische Vorgänge beobachtet:

1. Die heißen Gase steigen aus dem brennenden Objekt heraus, treten in frische Luft ein und streben durch den Plume-Auftrieb in Richtung der Decke.
2. Die heißen Gase kumulieren unter der Decke und bilden im Raum eine sichtbare Schicht von Rauchgasen mit bestimmter zeitlich veränderlicher Temperatur und Zusammensetzung.
3. Diese Rauchsicht wird allmählich dicker und beginnt unter der Oberkante einer Öffnung nach außen zu strömen (Tür- oder Fensteröffnung).
4. Während dieses Prozesses strömen kurzfristig kalte Gase durch die Öffnungen nach außen, dann folgen kalte und heiße Gase zusammen, bis die Strömung vollständig ausgebildet ist und Frischluft in den Brandraum durch den unteren Teil der Öffnung strömt und heiße Gase dabei den Raum durch den oberen Teil der Öffnung verlassen.

5. Solange die Brandintensität des brennenden Objekts ansteigt, werden die Temperaturen in der Deckenschicht und an der Oberfläche der umschließenden Bauteile ansteigen; folglich wird dieser Vorgang bei den anderen brennbaren Objekten im Raum Temperaturerhöhungen hervorrufen.

6. Wenn diese ursprünglich am Brand nicht beteiligten Objekte sich einem Zündzustand annähern, werden einzelne oder mehrere Objekte sich spontan entzünden.

Diese spontane Phasenänderung von einem lokalen Brand zu einem Vollbrand ist in Fachsprache als Flashover-Zustand definiert, bei dem die Temperaturen im Raum spontan und deutlich ansteigen und ein Feuer sprung über die ganze Bodenfläche stattfindet.

Die Modellierung der Brandentwicklung innerhalb eines Gebäudes stellt eine schwierige Aufgabe für Mathematiker, Physiker und Ingenieure dar. Es sind nicht nur die notwendigen physikalischen Prozesse schwer zu modellieren (Turbulenz bei aufsteigender Feuersäule, Strahlungsübertragung, Rauchgasströmung), sondern auch zufällige Größen wie die Stelle des Brandherdes in einem Raum, die Windbedingungen im Außenbereich und die Konfiguration der Tür- und Fensteröffnungen beeinflussen das Brandgeschehen.

Es gibt zwei bestimmte Vorgehensweisen zur Lösung der Feuerprobleme, die als stochastische/31,40/ und deterministische/13/ Modellierung bekannt sind.

Die stochastische bzw. zufällige Prozeßmodellierung versucht nicht, die einen Brand kontrollierenden physikalischen oder chemischen Vorgänge detailliert zu untersuchen, vielmehr beschäftigt sie sich mit der Verknüpfung der empirisch bestimmten Wahrscheinlichkeiten eines spezifischen Brandgeschehens, um ein allgemeingültiges Brandmodell zu entwickeln. Dagegen sagt das deterministische Modell etwas über das physikalische Verhalten eines Feuers zu einem bestimmten Zeitpunkt aus.

2 Modellierung der Brandentwicklung in Räumen

2.1 Allgemeines

Kawagoe und Sekine/18/ werteten etwa 20 Jahre nach den bahnbrechenden Arbeiten von Ingbert in den USA Brandversuche in Japan systematisch aus. Sie versuchten, das beobachtete Brandgeschehen und den Temperaturzeitverlauf in einem Raum während der Versuchsdauer theoretisch zu klären.

In den USA fand mit Unterstützung der US National Academy of Sciences im November 1959 eine Tagung über die Verwendung von Modellen in der Brandforschung statt. Sie diente als eine erste Bestandsaufnahme über die vorhandenen Kenntnisse. Auf dieser Tagung berichtete Thomas/55/ über Brände in einem Brandabschnitt und über die Modellierung solcher Brände. Mit Untersuchungen aus England bestätigte Thomas, daß die Branddauer und die Temperaturentwicklung in einem Brandraum nicht nur von Brandbelastung und Brennstoffverteilung, sondern - wie das Kawagoe und Sekine aus der Anwendung der Strömungslehre ableiteten - auch von der Ventilationsbedingung des Raumes abhängig sind.

In der Zwischenzeit bestätigten viele Brandversuche und auch theoretische Überlegungen, daß in diesem Modellbeispiel die Temperaturfunktion realistisch verläuft. Es wurde eingesehen, daß die ISO-Temperaturzeitkurve auf mehr oder weniger willkürlichen Annahmen beruht und dem wirklichen Verlauf der Brände nicht entspricht. Es schien einleuchtend, den erforderlichen baulichen Brandschutz durch die Berücksichtigung des möglichen Brandverlaufs in Brandräumen zu bestimmen.

Dieser Gedankengang führte in England und in Schweden sowie in verschiedenen anderen Ländern zur Durchführung und systematischen Auswertung von neuen Brandversuchen. Es war jedoch klar, daß die dabei auftretenden Brandphänomene durch Brandversuche, schon wegen der hohen Versuchskosten, nur begrenzt untersucht werden könnten.

Als Folge der hohen Kosten drängte sich daher die rechnerische Ermittlung der Temperaturzeitverläufe unter Berücksichtigung der brandbeeinflussenden Parameter auf.

Bevor jedoch auf die Theorie der Raumbrände eingegangen wird, muß an dieser Stelle zunächst auf die Brandentstehung und auf einige Brandphänomene eingegangen werden.

2.2 Pre-Flashover-Phase

Das Problem bei einem Brand besteht in der Interaktion zwischen Flamme und Brandlast, Entzündbarkeit der Brandlast, Lage des Brandherdes (in der Mitte des Raumes oder in einer Raumecke), Menge der Brandlasten, Entstehung der Rauchgase im Raum und infolgedessen die gegenseitige Beeinflussung der Strahlungsverhältnisse zwischen den Raumelementen und der Flamme.

Das Hauptinteresse für die Modellierung liegt jedoch nicht nur bei der Erfassung der thermischen Prozesse im Post-Flashover-Zustand, sondern auch in der Erfassung der Vorgänge bei einem Entstehungsbrand. Die Pre-Flashover-Phase des Brandes steht deshalb im Vordergrund, weil die Sicherheit der Menschen in dieser Phase gewährleistet sein muß und deshalb auch in den bauaufsichtlichen Regelungen besonders berücksichtigt wird.

Grundsätzlich anders muß in der Pre-flashover-Phase die Bildung einer Gasschicht unter der Decke im Raum betrachtet werden. Mit sich zeitlich verändernder Energiefreisetzung beim Brand ändert sich ebenso die Gasschichthöhe durch die aus dem Brandherd entweichendem heißen Verbrennungsgase und die aus der Umgebung mitgerissenen Kaltluft.

Dabei wird im unteren Teil des Brandraums eine zusätzliche Wärmesenke gebildet. Im Gegensatz zu den Flächen hinter der Gasschicht unterliegt der Boden lediglich der Wärmestrahlung der Umgebung. Die untere Luftschicht wird, da sie für Wärmestrahlung durchlässig ist, nur über konvektive Energien vom Boden oder durch Gasaustausch erwärmt.

2.3 Flashover

Bei Raumbränden beobachtet man immer wieder, daß das Feuer in einem bestimmten Stadium schlagartig den ganzen Raum erfüllt. Diese Erscheinung bezeichnet man als Flashover (Feuerübersprung).

Der Feuerübersprung kann als jener Zeitpunkt definiert werden, in dem der Brand von einer im wesentlichen zweidimensionalen Ausbreitung in eine dreidimensionale übergeht.

Generell lassen sich folgende Brandzustände unterscheiden:

1. Vor dem Feuerübersprung ist der Brand in einem Raum im labilen Zustand.
2. Nach dem Feuerübersprung geht der Brand in einen stabilen Zustand über.

Die thermodynamischen Vorgänge, die einen Flashover herbeiführen, können einen oder mehrere der folgenden Gründe haben:

1. Die unverbrannten Gase sammeln sich im oberen Bereiche eines Raumes und entzünden sich dann spontan.
2. Ein Brand breitet sich kontinuierlich auf einem Brandbereich mit einer quasi konstanten Ausbreitungsgeschwindigkeit aus und führt damit infolge eines Feedbacks eine Instabilität herbei.
3. Ein Brand breitet sich kontinuierlich über einen Bereich in stabilem Zustand aus und erreicht ein Maximum in einem brandlastkontrollierten Zustand. Der vollentwickelte Brandzustand kann als Flashover-Geschehen angesehen werden.

4. Der Brand breitet sich sehr schnell insbesondere durch Entzündung mehrerer Objekte außerhalb des Brandbereichs aus.

5. Ein Brand in einem bestimmten Brandbereich erwärmt die umgebenden Wände, so daß durch Pyrolysevorgänge ein thermischer Rückwirkungseffekt (Feedback) und dadurch eine thermische Instabilität auftritt.

6. Wenn der anfängliche Brandherd ausreichend groß ist, kann der Übergang zu dem ventilationskontrollierten Zustand ohne eine thermische Instabilität erfolgen. Dieser Übergang kann auch als Flashover angesehen werden.

Selbstverständlich können verschiedene Kombinationen dieser thermischen Prozesse zu einem Flashover führen.

2.4 Post-Flashover-Phase

Die Vollbrandphase ist die am weitesten studierte Brandphase. Viele der Post-Flashover-Brände sind zum Teil theoretisch und zum Teil empirisch erfaßt.

Theoretische Modelle für vollentwickelte Brände setzen in vielen Fällen voraus, daß eine gleichmäßige Temperaturverteilung im Raum vertretbar ist. Verschiedene Forscher haben jedoch durch Versuche gezeigt, daß auch bei einer Vollbrandphase im Raum Temperaturschief-lagen auftreten können.

Ein anderes Hauptproblem ist die Bestimmung der Luftströmung im Brandraum über die bekannte Formel

$$M = \alpha \cdot A_w \cdot H^{1/2} \quad [\text{kg/s}] \quad (2.1)$$

wobei in dieser Gleichung A_w die Fensteröffnung in m^2 und H die Fensterhöhe in m darstellt, und α ein Wert zwischen 0.5 und 0.6 zugewiesen werden kann.

Da die Energiefreisetzung in einer Vollbrandphase hauptsächlich von der einströmenden Luftmenge abhängt, kommt der Anwendung dieser Formel eine besondere Bedeutung zu. Die Gültigkeit dieser Formel ist jedoch strittig, weil die einströmende Frischluftmenge von außen u.a auch von den Windeverhältnissen abhängig ist. Einige Modelle berücksichtigen jedoch auch den Sonderfall der Zwangsventilation, der bei Industriebeuten (z.B. K.K.W) von besonderem Interesse ist.

3 Modellarten

3.1 Allgemeines

Bei mathematischen Modellen unterscheidet man zwei Kategorien. Zunächst gibt es Modelle zur Bestimmung charakteristischer Eigenschaften eines Brandes mittels stochastischer Methoden. Zum anderen gibt es Modelle die eine bestimmte Eigenschaft des Brandgeschehens, beispielsweise die Temperaturen im Brandraum nach einer bestimmten Branddauer auf deterministischem Wege zu bestimmen versuchen. Dazu sind umfangreiche physikalische und mathematische Beschreibungen erforderlich, so daß die Anwendung im wesentlichen nur unter Einsatz von Großrechnern erfolgen kann. Die Brandmodelle werden in folgenden Abschnitten vorgestellt

3.2 Vollbrandmodelle

Eine theoretische brandschutztechnische Bemessung auf der Basis einer Massen- und Energiebilanzrechnung setzt voraus, daß die Energiefreisetzung der brennbaren Objekte während der gesamten Branddauer bekannt ist. Für Brände von Holz oder Holzwerkstoffen ist es schon äußerst schwierig diese Energiefreisetzungsrate im voraus zu bestimmen, da für diese Art der Brandlasten die Verbrennungsprozesse gleichzeitig sowohl in Feststoffen als auch durch Pyrolyse gebildeten Heißgasen stattfinden können. In solch einem thermodynamischen Vorgang spielen folgende Brandlasteigenschaften eine besondere Rolle:

1. Art und Menge der brennbaren Materialien,
2. Dichte und Temperatur der Brandlast, Größe der einzelnen brennbaren Materialien,
3. Sauerstoffzufuhr zur Oberfläche.

Weiterhin sind u.a folgende wichtige Parameter zu erfassen und zu beschreiben:

1. Tür- und Fenstergröße des Brandraumes
2. Eigenschaften der umschließenden Bauteile des Brandraumes,
3. Löschmaßnahmen bzw. -eingriffe.

Die Vollbrandmodelle können auch mit einem Zonenmodell gekoppelt werden. Sie können auch die Vorstellungen der Feldmodelle beinhalten.

Ein Feldmodell wird im folgenden Abschnitt erläutert.

3.3 Feldmodelle

In der Feldmodellierung liegen die Hauptschwierigkeiten bei der Beschreibung der Turbulenz und der Strahlungsvorgänge. Die mathematische Behandlung der Turbulenz bei freier Konvektion und das Vorhandensein großer Temperaturdifferenzen in dem betrachteten Medium ist bis heute nur näherungsweise möglich. Bei der Behandlung von Rauchgasströmungen in Gebäuden ist man deshalb derzeit noch gezwungen mit Ansätzen zu rechnen, die im wesentlichen aus anderen Gebieten der Strömungslehre entlehnt sind. Der zusätzliche enorme Rechenaufwand bei der Lösung der Navier-Stokes'schen Strömungsgleichungen soll hier nur kurz erwähnt werden.

Die Kombination der natürlichen Konvektion mit dem Verbrennungsvorgang in gasartigen Medien scheint für das Feuer eine Besonderheit zu sein. Da die Strahlung von der Temperatur nicht linear abhängig ist, kann sein Mittelwert nicht mit den mittleren Werten von Temperatur und Heißgasgeschwindigkeit abgeschätzt werden. Die Lösung dieser Probleme ist ebenfalls mit erheblichen Schwierigkeiten verbunden.

3.4 Zonenmodelle

Seit einigen Jahren wird in Japan und in den USA in zunehmendem Maße eine "Mathematische Brandmodellierung" auf der Basis von Zonenmodellierung durchgeführt. Mehr oder weniger kann die Zonenmodellierung als Unterteilung des Brandraums in Unterbrandräume, beispielsweise solch eine Zone wo sich die kalte Luft befindet, und in eine Heißgas-schicht Zone, in die der Wärmestrom einfließt angesehen werden.

Jeder Unterbrandraum wird so betrachtet, daß er die für den Wärmeaustausch ausgehende und speichernde Eigenschaften besitzt. Die einströmenden Massen oder Energien in einen Unterbrandraum werden dabei von den Nachbarzonen abgegeben.

Die mathematische Beschreibung instationärer, diskontinuierlicher Brandraummodelle gelingt jedoch nur dann, wenn die getroffenen Annahmen auch durch Versuche verifiziert werden. Zu klärende Detailfragen sind u. a.

1. Die Größe der Öffnungen im Bauwerk
2. Die Plumeausbildung, d.h. der Ort der Flamme und der zugemischten Umgebungsluft als aufsteigende Heißgassäule
3. Die Ausbreitung des Brandes mit zeit- und ortsabhängiger Energiefreisetzung
4. Die Wärmestrahlung, die wegen der diskontinuierlichen Temperaturverteilung und den lokalen Energiequellen im Brandraum einen großen Einfluß auf die Vorausbestimmung der Pre-Flashover-Phase hat
5. Die Höhe der Gasschicht und ihre Zusammensetzung in Abhängigkeit von der Temperatur der Heißgasschicht.

Die vollständige Beschreibung des Plumes ist von ausschlaggebender Bedeutung für den Brandverlauf. Neueste Ergebnisse über Plume-Untersuchungen wurden auf dem "First Specialist Meeting of the Combustion Institute, Bordeaux (France)" im Juli 1981 vorgestellt /9/. Obereinstimmend wurde festgestellt, daß die Temperatur, Zusammensetzung und Höhe der Gasschicht u.a. auch von den Anordnungen der Öffnungen im Bauwerk abhängen, die wiederum Einfluß auf Energiefreisetzung und Plume-Verhalten haben.

4 Modellanwendung für Brandverläufe

4.1 Allgemeines

Die Zustände im Brandraum werden zeitabhängig dargestellt, so daß die Entwicklung des Feuers, die Abbrandrate, die Temperaturerhöhung, die Änderung der Massenströme und die örtlichen Wärmestromdichten erfaßt werden. Ziel der Brandraummodellierung ist es, die Prozesse zu beschreiben, die in den einzelnen Raumsegmenten ablaufen, und ebenso die gegenseitige Beeinflussung der Brandraumsegmente darzustellen.

Erste Untersuchungen auf dem Gebiet der Brandraummodellierung sind von Kawagoe/18/ durchgeführt worden. Kawagoe untersuchte den Einfluß der Ventilation, d.h. den Einfluß der kalten einströmenden Luft, auf einen vollentwickelten Brand. Er stellte fest, daß die Abbrandrate eines solchen Brandes unabhängig von der Brandlast, aber näherungsweise proportional zum theoretischen Ventilationsfaktor ist.

Später arbeiteten Odeen und Magnusson/22/ mit ähnlichen Annahmen und erweiterten die theoretischen Ansätze, indem sie den Einfluß des Brandes auf das Umgebungsbauteil mit berücksichtigten.

Böhm/2/ untersuchte die Auswirkungen von Brandlasten in Form von Kunststoffen (Polyethylen) und Holzkrippen und analysierte die Versuchsergebnisse mit seinem Brandraummodell.

Weiterführende Arbeiten und Ergebnisse über Brandraummodelle sind von Quintiere/36,37,39/, Pape und Waterman/29/, Tanaka/53/, Rockett/42/ und McArthur und Mittler/24/ vorgestellt. Bis auf die Arbeit von Quintiere/36/, der ein statisches Mehrzonenmodell zugrunde legt, wird das Brandgeschehen dieser diskontinuierlichen Modelle zeitabhängig dargestellt.

Die Frage der Brandausbreitung in Brandräumen, besonders in großen Brandabschnitten, ist bisher nicht untersucht worden. In /26/ werden Ansätze für die Brandausbreitung vorgeschlagen, die Ausbreitungsgeschwindigkeiten der verschiedenen Brandlastkonfigurationen mitgeteilt und ihre Auswirkungen im Rechenmodell für einen vollentwickelten Brand untersucht.

Delechatosios/6/ beschreibt die Ausbreitung des Feuers an einzelnen Holzkrippen.

Quintiere/34/ untersucht die Ausbreitungsgeschwindigkeit des Feuers an den Wandmaterialien eines Brandraums, wobei der Theoriebildung Randbedingungen eines Mehrzonenmodells zugrunde liegen.

In /51/ wird anhand einer mathematischen Modellbildung die Brandausbreitung in Fahrgastkabinen großer Flugzeuge simuliert. Hier werden lediglich Brände bis zu 10 Minuten Branddauer untersucht.

Zukoski/67/ weist in seiner Arbeit auf die Schwierigkeiten hin, die in der Anwendung der Plume-Modellierung liegen. Grundlegende Detailarbeiten zum Einfluß der Öffnungen auf das "Entrainment" im Plume geben die Arbeiten von Rockett/42/ und Quintiere/39/ wieder.

Prahl und Emmons/33/ beschreiben die Einschnürung von ausfließenden Heißgasen durch vertikale Fensteröffnungen in Experiment und Theorie.

Die Wärmestrahlung ist eine wesentliche Transportmöglichkeit für den Wärmeaustausch in Räumen und deswegen nicht zu vernachlässigen. Der Strahlungsaustausch zwischen zwei Flächen wird üblicherweise unter Verwendung von Einstrahlzahlen oder Winkelverhältnissen erfaßt. Die Anwendung wurde von Hottel/15/ erläutert und gilt als Standard-Lösungsmöglichkeit.

In /53/ ist jedoch auch gezeigt worden, daß die Variation der Gasemission von geringer Auswirkung auf den zeitlichen Verlauf des Brandgeschehens ist.

Gebhart/11/ führt einen Faktor, Absorptionszahl A ein, der den Wärme-strahlungsaustausch zwischen zwei Flächen beschreibt, indem alle umliegenden zusätzlichen Einflußgrößen mit berücksichtigt werden. Die Anwendbarkeit dieses Verfahrens ist in einer Vielzahl von Veröffentlichungen dargestellt worden. Es eignet sich besonders zur Erfassung von Wärmestrahlungsaustausch in komplexen Geometrien/12/.

In vielen Fällen ist als Grundlage des Brandraummodells ein

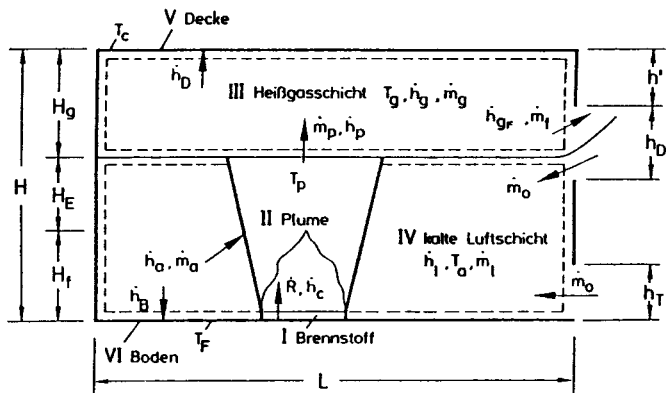


Bild 4.1 Brandraummodell (Geometrie, Segmente, Massen- und Energieströme)

rechteckiger Raum mit einem rechteckigen, vertikalen Seitenfenster als Ventilationsöffnung und einer Eingangstür wie in Bild 4.1 dargestellt vorgesehen. Als Brandherd wird ein lokales Feuer auf dem Boden des Raumes festgelegt.

Der Brandverlauf wird in Bild 4.1 dargestellten Zonen in folgende Bereiche gegliedert:

1. Brandherd
2. Die durch Energiefreisetzung entstehenden Verbrennungsgase. Dabei sendet die leuchtende Flamme Energie durch Strahlung aus
3. In die Heißgasschicht strömt die gesamte Masse der beim Brand entstehenden Rauchgase
4. Der Raum unter der Heißgasschicht, der durch Frischluftzufuhr ausgefüllt wird
5. Die Decke des Brandraums, d.h. die Fläche hinter der Gasschicht der Zone 3
6. Die Bodenfläche des Brandraums.

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß die allgemeingültige Anwendung der Brandraummodelle für beliebige Brandstadien bei weitem noch nicht erreicht ist. In Teilbereichen sind jedoch sehr große Fortschritte gemacht worden, so daß realistische Aussagen über die Brandbeanspruchung von Bauteilen in vielen Fällen möglich und sinnvoll sind.

4.2 Probleme der Modellierung

Die meisten Zonenmodelle setzen voraus, daß Heiß- und Kaltschichten der Gase in einem Brandraum übereinanderstehen und zwischen den beiden Schichten keine Vermischung stattfindet. Quintiere /38/ hat neuerlich gezeigt, daß ein Teil der Heißgase in den oberen Schichten durch die einströmende kalte Luft nach unten gebracht werden kann und dieser Vorgang auf die Brandentwicklung ggf. von großem Einfluß ist.

Sundström und Wickström/70/ haben gezeigt, daß die Erwärmung der unteren Bereiche der umschließenden Wände durch die Strahlung von oben und die Entstehung einer nach oben gerichteten Massenströmung die Plumbildung eines Brandes besonders fördert.

Die Wichtigkeit dieses Vorganges ist jedoch für verschiedene Wandtypen und Raumgeometrien unterschiedlich und ein Anstieg der vertikalen Strömungsvorgänge kann eine partielle Erklärung sein, warum in einigen Berechnungen nach oben gerichtete Entrainments besonders stark berücksichtigt werden müssen/65/.

Es sind jedoch nicht alle Wand-Plumes nach oben gerichtet. Wenn sich die heißen Gase unter einer kalten Decke über einen langen Weg ausbreiten, verlieren sie genug an Auftrieb, so daß die kinetische Energie der Heißgase eine Richtungsänderung der Strömung nach unten bewirken kann. Dieser Effekt wird wiederum zur Folge haben, daß die Schichtung der Gase im Brandraum gestört wird.

Ein anderer sehr wichtiger Faktor ist, daß in verschiedenen Industriebauwerken eine gleichmäßige Temperaturverteilung in Räumen in vertikaler Richtung schon im Betriebszustand nicht zutreffend ist. Das kann durch Warmluftströmungen in Industrieanlagen vorkommen oder durch eine beheizte Decke verursacht werden. Beispielsweise kann dieser Vorgang einen sog. Umkehr Effekt hervorrufen, der die heißen Gase aus einem kleinen Feuer kurz vor der Deckenhöhe nach unten drückt. Natürlich ist dieser Effekt nicht zu berücksichtigen, wenn das Feuer einmal genügend groß wird. Aber der Vorgang ist wichtig für die Anfangsphase des Brandes, insbesondere für die Entdeckung des Feuers, weil dadurch evtl. die Meldeanlagen gegen Rauch und Heißgase nicht ansprechen.

Alle diese Vorgänge zeigen wie wichtig sorgfältige Vorüberlegungen im Hinblick auf eine evtl. Berücksichtigung dieser Aspekte bei der Modellierung eines Brandes sind.

4.3 Schlußfolgerungen

Die Brandraummodellierung befindet sich heute in Interaktion mit Versuchsergebnissen. Die zur Beschreibung des Brandgeschehens erforderlichen physikalischen Grundlagen in einem Brandraummodell sind anhand der durchgeführten Versuche und des derzeit erreichten Kenntnisstandes in der Thermodynamik, Wärme- und Brennstofftechnik und auch unter Berücksichtigung der wahrscheinlichkeitstheoretischen Aspekte möglichst wirklichkeitsnah festzulegen.

Die Entwicklung der Großrechenanlagen hat es möglich gemacht, Parameter, die bislang wegen technischen Unzulänglichkeiten nicht berücksichtigt werden konnten, nunmehr in umfangreiche Rechenprozesse aufzunehmen. Diese Entwicklung schafft neue Möglichkeiten, so daß eine wirklichkeitsnahe Modellbildung mit einem erträglichen Zeitaufwand im Rechner bewältigt werden kann.

Die Art des Rechenmodells ist jedoch auf den jeweiligen Einzelfall gesondert abzustimmen.

5 Kurzbeschreibung der verwendeten Rechenmodelle

5.1 Allgemeines

Die im folgenden kurz dargestellten Rechen-Codes zur Brandsimulation unterscheiden sich in ihren Aussagen voneinander, da sie teilweise auf der Grundlage unterschiedlicher Ausgangssituationen entwickelt wurden. Allen gemeinsam ist, daß die Energie- und Massenbilanzen aufgestellt und während der Rechnung iterativ erfüllt werden. Ihr Unterschied besteht in der Verwendung der physikalischen Ansätze und Modellvorstellungen, um einzelne Brandphänomene zu beschreiben wie z.B. das Problem des Plumes mit der eingemischten Umgebungsluft oder die Abbrandrate des Brennstoffs, damit die Energie- und Massenbilanzen ermittelt werden können.

Ein weiterer Unterschied besteht bei den Zonenmodellen darin, daß sie entweder für die Pre- oder Post-Flashover-Phase des Brandes verwendet werden. Unterschiede ergeben sich außerdem dadurch, daß bei einigen Modellen die verwendeten physikalischen Ansätze entweder durch Laborversuche oder durch Modelversuche ermittelt und auf größere Räume extrapoliert wurden, wie z.B. bei der Brandausbreitung und Flammhöhe. Für die Brandausbreitung werden bei einigen anderen Brandraummodellen dagegen empirische Beziehungen für Brände in größeren, realistischen Räumen entwickelt, wobei stärker auf Belüftungsprobleme geachtet wurde.

Deshalb kann die Kurzdarstellung der folgenden Brandraummodelle keine Wertung über ihre Anwendbarkeit enthalten.

6 Brandraummodell "RFIRES"

6.1 Allgemeines

Das Brandraummodell "RFIRES" wird durch einen Rechen-Code dargestellt, der in den USA (Research Institute, Chicago) erarbeitet wurde/30/.

Es wird ein Brand in einem Raum von der Zündung bis zum Zeitpunkt des Flashovers vorgestellt. Als Ziel wird angestrebt, signifikante Feuer-Charakteristika probabilistisch darzustellen, indem die Ausbreitung und ein eventuelles Übergreifen des Feuers auf nahe brennbare Gegenstände mit erfaßt wird.

Der Code wurde für eine Reihe von möglichen Raumanordnungen und brennbaren Möbelverteilungen auf der Grundlage eines Entstehungsbrandes entwickelt. Dazu wurde ein Raum simuliert, in dem brennbare Möbel positioniert sind.

Die Wahrscheinlichkeit der Entzündung von verschiedenen Objekten wird differenziert erfaßt. Diese Wahrscheinlichkeiten können zuerst geschätzt werden, entweder auf der Basis einer statistischen Untersuchung oder nach Erfahrungen, wenn nicht ausreichende statistische Informationen zur Verfügung stehen. Die unterschiedlichen Verbrennungseigenschaften verschiedener Objekte können durch die Materialeigenschaften, Brandraumgeometrie und die Ventilationsbedingungen beeinflusst werden.

Im Programm können z.Z. die Verbrennungseigenschaften eines bestimmten Möbelobjekts nicht hinreichend genau simuliert werden, da in einem Verbrennungsprozeß verschiedene und in großer Anzahl zu berücksichtigende Parameter wirksam sind. Da im Modell das primäre Interesse auf die Pre-flashover-Phase gerichtet ist, werden die Einflüsse der umgebenden Bauteile sowie die Ventilationsbedingungen nicht als maßgebend angesehen. Es liegt ein Brandfall vor, welcher im Vergleich zu dem Brandraum während der Branddauer als klein anzusehen ist.

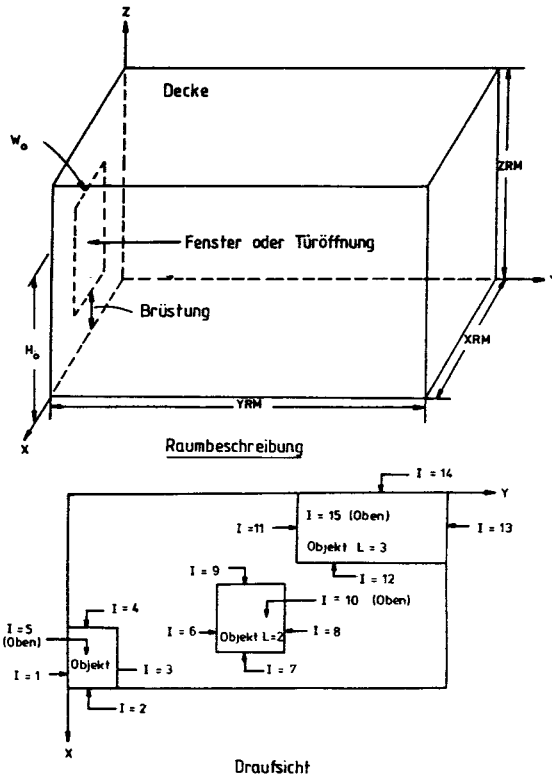


Bild 6.1 Beschreibung des Brandraumes

Die physikalische Beschreibung des Brandraumes erfolgt dadurch, daß für die einzelnen Zonen Energie- und Massenbilanzen aufgestellt werden und mit teilweise numerischen Ansätzen die Wärme- und Stoffübertragung zwischen diesen Zonen erfaßt wird (vgl. Bild 6.1). In Unterprogrammen werden unter Berücksichtigung der geometrischen Anordnung die Strahlungsvorgänge, Abbrandraten der brennbaren Objekte, Ventilationseinflüsse, Rauchgasschicht- und Flammenhöhen mit Hilfe thermodynamischer Bilanzen behandelt.

Es ist möglich bis zu 10 Möbelstücke in einem Raum zu positionieren und zu berücksichtigen und dabei in Abhängigkeit vom Zündort und Materialeigenschaft die Brandausbreitung zu erfassen.

Der zu untersuchende Brandraum ist in prismatisch geschlossener Form mit einer Türöffnung dargestellt. Die brennbaren Objekte in diesem Raum werden theoretisch in prismatische Objekte umgeformt. Der Programmnenutzer beschreibt die Abmessungen des Raumes, der Türöffnung, Dimensionen der brennbaren Objekte und die Stellungen dieser brennbaren Möbelstücke im Raum in einem kartesischen Koordinatensystem nach Bild 6.1. Die Numerierung der Objekte sowie der Seiten dieser brennbaren Objekte erfolgt gegen den Uhrzeigersinn.

6.2 Abbrandrate

Die Zuverlässigkeit der Ergebnisse dieses Computer-Modells ist in höchstem Maße von der Abschätzung des Entwicklungspotentials des Brandes, in dem Falle der Abbrandrate der Brandlasten im Raum abhängig. Aus diesem Grunde wurden explizite Beziehungen für die Abbrandrate entwickelt.

Um die Abbrandraten der verschiedenen Möbelstücke, abhängig von ihrer Positionierung im Raum in das Modell einzubeziehen, wurden verschiedene Testergebnisse mit solchen brennbaren Objekten gesichtet. Für die vollentwickelte Brandphase wurde eine funktionale Beschreibung der Abbrandraten eingeführt, die mit Hilfe der kleinsten Fehler-Quadratrate aus den verschiedensten Testergebnissen als repräsentative Beziehung gewonnen wurde.

Der Bestimmung der Kurven der Abbrandraten in der Berechnung liegt ein stochastisches Verfahren zugrunde, wobei die Koeffizienten dieser charakteristischen Kurven von Abbrandraten durch eine probabilistische Verteilung ermittelt werden. Durch diese Vorgehensweise werden unzählige Ergebnisse aus verschiedenen Versuchen, die unter verschiedenen Randbedingungen durchgeführt wurden, in übersichtlicher und brauchbarer Form im Computer-Modell angewendet.

Wenn Informationen über die gemessenen Abbrandraten der Brandlasten zur Verfügung stehen, werden die Einflüsse aus dem ursprünglichen Gewicht der Brandlasten, dem Ventilationsfaktor $A_W \cdot H^{1/2}$, der Oberflächengröße und dem Volumeninhalt der brennbaren Objekte bei der Bestimmung der polynomen Konstanten berücksichtigt. Es wird deshalb keine festvorgeschriebene Abbrandratenkurve als maßgebende repräsentative Beziehungen für alle Randbedingungen der Brandfälle angewendet. Der Benutzer dieses Programms muß also den Typ der Abbrandkurven selbst wählen, um die Abbrandraten der betreffenden Brandlasten im Modell wirklichkeitsnah simulieren zu können.

6.3 Energiefreisetzung

Der erste Schritt im Programm ist die Ermittlung bzw Berechnung des Verbrennungsvorgangs im Feuer-Plume. Eine brandlastkontrollierte Phase ist gegeben, wenn das Verhältnis Luft zu Brandlast größer ist als der stöchiometrische Zustand. Wenn das berechnete Verhältnis kleiner ist als die stöchiometrische Bedingung vorgibt, wird die Brandphase als ventilationskontrolliert bezeichnet.

Die Energiebilanz für den Feuer-Plume beinhaltet folgende Schritte:

1. Ein Energiegewinn aus der Energiefreisetzung des Brennobjekts während der Verbrennung
2. Ein positiver thermischer Gewinn infolge der späteren Verbrennung der Pyrolysegase
3. Ein Teil des Energieverlustes durch die herausströmenden Heißgase
4. Ein bestimmter Teil des Energieverlustes durch die Strahlung der Flamme

In der Computer-Berechnung wird für den Plume eine zylindrische Geometrie und eine gleichmäßige Temperaturverteilung vorausgesetzt.

6.4 Heißgasschicht

In der Heißgasschicht wird wiederum eine gleichmäßige Temperaturverteilung angenommen. Für den Wärmeaustausch werden schrittweise unterschiedliche Wärmeaustauschvorgänge berücksichtigt:

1. Energieverlust infolge der herausströmenden Heißgasmassen
2. Energiezufuhr infolge der einströmenden Heißgasmassen
3. Strahlungsaustausch zwischen den noch nicht brennenden Objekten und der Heißgasschicht
4. Strahlungsaustausch zwischen der Flamme des brennenden Objekts und der Heißgasschicht
5. Konvektiver Energieverlust an die oberen Bereiche der Wände
6. Strahlungsverlust zu dem noch nicht von Heißgasen umspülten Restdeckenbereich
7. Strahlungsaustausch zwischen der Heißgasschicht und den oberen umlaufenden Wandbereichen
8. Zusätzlicher Wärmeenergiegewinn durch Verbrennung verflüchtigter Gase in der Heißgasschicht.

6.5 Erwärmung der Decken und oberen Wandbereiche

Ein diskretes Rechenverfahren ist im Programm vorgesehen, um die Temperaturen der Wände im oberen Heißgasschichtbereich zu ermitteln.

Die Wärmezufuhr in die Wände beinhaltet die folgenden fünf Komponenten:

1. Wärmeabgabe infolge der Strahlung von den brennenden Möbelobjekten zu den oberen Wandbereichen
2. Strahlungsaustausch zwischen der Flamme und den Wänden
3. Strahlungsaustausch zwischen den oberen Wandbereichen und dem Restbereich des Bodens
4. Wärmeübertragung infolge der Strahlung durch die Emission der Heißgasschichten an die Wände.
5. konvektive Wärmeübertragung von der Heißgasschicht an die oberen Schichten der Nachbarwände,

Es werden folgende wichtige Informationen als Ergebnis eines jeden Berechnungszeitschritts ausgedruckt:

1. Abbrandraten der brennenden Objekte
2. Plumetemperaturen
3. Temperaturen der Wände und Decke
4. Wärmeenergiegewinn in der oberen Wandregion

5. Gesamt-Wärmeaustausch für die Heißgasschicht.

6.6 Zusammenfassung

In diesem Brandraummodell erfolgt die physikalische Beschreibung des Brandraums dadurch, daß für die einzelnen Zonen Energie- und Massenbilanzen aufgestellt werden und mit teilweise numerischen Ansätzen die Wärme- und Stoffübertragung zwischen diesen Zonen erfaßt wird.

Einige thermodynamische Vorgänge bleiben in diesem Brandraummodell weiterhin ungelöst, so daß der Rechen-Code später noch verbessert und entwickelt und z.Z für einige Fälle mit Vorsicht verwendet werden muß. Diese Sachverhalte sind insbesondere

1. Das Modell ist zur Zeit für einen Raum gültig, der nur eine Öffnung hat
2. Das Rechenmodell kann zur Zeit Brandfälle für Schlafzimmer gut abschätzen. Für andere Brandfälle sind detaillierte Versuchsergebnisse notwendig, um die Allgemeingültigkeit des Rechen-Codes zu erweitern
3. Das Geschehen eines Flashovers erfordert eine eingehende Analyse. Ein Flashover kann infolge eines exothermen Prozesses in der Heißgasschicht oder einfach durch die Verlängerung der Flammen infolge des reduzierten Lufteintritts nahe dem Deckenbereich geschehen. Solch ein Flashover kommt beispielsweise dann vor, wenn die Heißgastemperaturen einen kritischen Zustand erreichen oder wenn die Flammen im Plume an die Decke stoßen
4. Ein verbessertes Entzündungsmodell für die Flammenform muß ebenfalls noch entwickelt werden. Im Modell werden die Flammen etwa 10 Grad geneigt zu der Plumeachse berücksichtigt

5. Zur Zeit wird die Entzündung eines Brandobjekts dadurch festgelegt, daß die Oberflächentemperatur eine bestimmte Höhe erreicht. Im Programm wurde diese Temperaturhöhe für alle Brandlasten als konstant angesetzt. Für genauere Untersuchungen ist es notwendig, für differenzierte Objekte auch unterschiedliche Entzündungstemperaturen festzulegen

6. Abschätzungen über Rauch- und toxische Gasentwicklungen müssen noch im Rechen-Code berücksichtigt werden. In dem jetzigen Zustand muß der Rechen-Code noch als ein Werkzeug für die Forschung angesehen werden.

7 Brandraummodell "CFC V-HARVARD" (neu FIRST)

7.1 Allgemeines

Das HARVARD-Computer-Programm "CFC V" ist von E. Mittler/24/ und H.W. Emmons in den USA entwickelt worden. Die aller neueste Version dieses Programms wurde nach "FIRST" benannt. Der Name FIRST resultiert aus den Anfangsbuchstaben des Begriffes FIRE Simulation Technique.

Es ist ein Modell, daß die Pre-Flashover-Phase des Brandes erfaßt und das wohl aufwendigste Zonenmodell. Es berechnet die Entwicklung eines Brandes in einem Raum mit maximum fünf Belüftungsöffnungen. Der Raum kann mehrere Objekte enthalten, die sowohl brennbar als auch nichtbrennbar sein können.

Der Brandraum wird in verschiedene Zonen eingeteilt für die Energie- und Massenbilanzen aufgestellt werden. Weiterhin werden folgende physikalische Vorgänge berücksichtigt:

Flammenstruktur, Plume, Strömungsverhältnisse, obere Heißgasschicht, Wärmestrahlung, konvektiver Wärmetransport, Erwärmung der im Brandraum befindlichen Objekte sowie Abbrandraten.

Berechnet werden die Konzentrationen von O_2 , CO, CO_2 , H_2O bei bestimmten Brandlasten und darüber hinaus die Massenströme (Luftzuströmung, Rauchgasausströmung), Wärmebilanz für Wände, Decken und nichtbrennbare Objekte im Raum. Diesbezüglich wird das eindimensionale, nichtstationäre Wärmeleitungsproblem gelöst.

Die einzelnen physikalischen Ansätze sind in entsprechenden Unterprogramme beschrieben und können bei neuen Erkenntnissen einzeln verbessert und ergänzt werden.

Das Modell erlaubt mehrere Brandarten:

1. Feuer an einem Brenner (z.B. Gasbrenner)
2. Pool-Brände (Kunststoff oder Flüssigkeiten)
3. Entwicklungsbrände oder sich ausbreitende Brände, bei denen sich der Brand entlang eines Streifens ausbreitet.

Das Rechenprogramm ist anwendbar für Räume in denen an verschiedenen Orten brennbare Materialien positioniert sind. Es wird die Brandausbreitung sowohl in einer als auch in mehreren Richtungen berücksichtigt.

7.2 Abbrandrate

Das Rechen-Code beinhaltet eine halbempirische Vorgehensweise. Zunächst werden die Abbrandraten des interessierenden Brandobjekts im Freien ermittelt. Dann werden die Einflüsse zur Bestimmung der Abbrandraten in einem Raum in den zu entwickelnden Gleichungen berücksichtigt. Es werden insbesondere drei Haupteinflüsse infolge der Brandraumkonstruktion berücksichtigt.

1. Die Abbrandrate wird mit der möglichen Luftzufuhr im Brandraum gekoppelt. Es wird davon ausgegangen, daß bei Luftmangel die Abbrandrate nicht mehr ansteigen kann. Dieser Fall ist von der Größe der Öffnungen und von der Positionierung dieser Öffnungen und in dem Brandraum abhängig.
2. Wenn eine Abmessung des Feuers mit der kleinsten Abmessung des Raumes vergleichbar ist, werden sich die Strömungsfelder im Raum grundsätzlich ändern, so daß eine Änderung der Abbrandrate der Brandlast erwartet werden kann.

3. Heißgasschicht zusammen mit der Decke emittieren und reflektieren Energien zum Brennobjekt, so daß der Pyrolysevorgang beschleunigt werden kann, was zu schnelleren Abbrandverhältnissen in einem geschlossenem Raum führt als im Freien.

Für die Ausbreitung des Brandes wurde ein empirischer bzw. halbempirischer Ausdruck nach Fernandez-Pello und Morishta/26/ berücksichtigt und von der Beschreibung der komplizierten physikalischen Vorgänge abgesehen.

7.3 Flammenstruktur

Die Flamme selbst wird als ein grauer homogener Kegel dargestellt. Für das Feuer-Plume-Modell wird die Flamme jedoch zur Punktquelle vereinfacht. In CFC wird der Flammenwinkel mit 15° angesetzt, aber in der weiteren Entwicklung der Arbeit wird dieser Winkel auf 30° erhöht. In dem Flammenkegel wird das Gas als homogen, uniform und isotrop angenommen.

Weiterhin wird angenommen, daß die Flammentemperatur max. 1300 K betragen kann. Für die Flammentemperatur wird eine lineare Beziehung, abhängig von der freigesetzten und ausgestrahlten Energie des Plumes angegeben. Diese lineare Beziehung lautet:

$$T = 343.93 + 1417.83 (1 - e/w) \quad \text{Gl. (7.1)}$$

In dieser Gleichung wird die homogene, gleichmäßig verteilte Kegeltemperatur mit T , die abgestrahlte Energie von dem Flammenkegel mit e , die freigesetzte Energie pro Zeiteinheit mit w bezeichnet. Die Energierate w ist in Watt einzusetzen.

7.4 Konvektive Wärmeübertragung

Die Heißgasschicht erwärmt die Decke und einen Teil der Wände mit denen sie in Berührung steht, durch konvektive Wärmeübertragung. Dieser Vorgang wird mit den Ansätzen der konvektiven Wärmeübertragung erfaßt.

Die Verfasser des Rechen-Codes haben inzwischen ihre Ansätze hinsichtlich der Wärmeübergangszahl durch Laborversuche verifiziert. Beispielsweise gilt für die Übergangszahl α_{ka} bei turbulenten Strömungen und freier Konvektion (SI-Einheiten)

$$\alpha_{ka} = 1.08.(\Delta T)^{1/3} \quad \text{Gl. (7.2)}$$

wobei hier ΔT die Temperaturerhöhung an der Außenoberfläche des Bauteils ist.

Für den konvektiven Wärmeübergang an der beheizten Oberfläche wird im Rechen-Code eine obere Grenze definiert, die während der Brandentwicklung nicht überschritten werden soll. Er geht davon aus, daß sich bei einem Brand die Geschwindigkeiten in den Strömungsfeldern erhöhen, wodurch der konvektive Wärmeübergang direkt d.h. proportional beeinflußt wird. Ausgehend von einer maximalen Wärmeübergangszahl von

$$\alpha_{ki} = 50.0 \quad \text{Gl. (7.3)}$$

definieren die Verfasser folgende Beziehungen für die konvektive Wärmeübergangszahl im Brandraum:

$$\alpha_K = \begin{cases} \text{aussen} & \alpha_{Ka} + (\alpha_{ki,max} - \alpha_{Ka}) \frac{T_g - T_a}{100} \\ \text{innen} & \alpha_{Ki,max} \end{cases} \quad T_g \leq T_a + 100 \quad \text{Gl. (7.4)}$$

$$\alpha_K = \begin{cases} \text{aussen} & \alpha_{Ka} + (\alpha_{ki,max} - \alpha_{Ka}) \frac{T_g - T_a}{100} \\ \text{innen} & \alpha_{Ki,max} \end{cases} \quad T_g > T_a + 100 \quad \text{Gl. (7.5)}$$

wobei hier T_g die Heißgastemperatur und T_a die Anfangstemperatur wiedergeben. Bei Durchführung einer Energiebilanz für die beheizten Wände wird auch der Wärmeverlust an der Außenseite der Wand berücksichtigt.

7.5 Strahlung

Die Strahlungsvorgänge werden im Rechen-Code nach drei unterschiedlichen Gesichtspunkten berücksichtigt.

1. Von und zu der Flamme, wobei in diesen Prozeß folgende Vorgänge eingehen:

- a) Strahlung der Heißgasschicht
- b) Strahlung der Decke
- c) Der gesamte Energieverlust der Flamme durch Strahlung
- d) Wärmeströmung von der Flamme zu den horizontal liegenden Objekten

2. Strahlungsvorgänge vor den erwärmten Wand und Decke ausgehend:

- a) Strahlungsaustauschvorgänge von der Decke zur Heißgasschicht
 - b) Strahlungsaustauschvorgänge von der Decke zum Brandobjekt
 - c) Strahlungsaustauschvorgänge von der Decke zum Brand.
3. Heißgasschicht, wobei hier folgende Strahlungsprozesse berücksichtigt werden:
- a) Energiegewinn und -verlust in der Heißgasschicht durch Strahlung
 - b) Austauschvorgänge in der Schicht zwischen Wand und Decke
 - c) von der Schicht zum nicht entzündeten Objekt
 - d) von der Schicht zur Brandherdoberfläche.

7.6 Heißgasschicht

Die Heißgasschicht hat eine Reihe von Quellen und Senken für Energie und Masse und ihre Zusammensetzung unterscheidet sich von der Umgebungsluft. Bei der Bestimmung der Gesamtenergie der Heißgasschicht wird die zugeführte Energie vom Plume und der Enthalpieverlust durch die ausströmenden Heißgasmassen aus den Öffnungen berücksichtigt. Dabei wird außerdem eine Energiebilanz für die Strahlungsenergien durchgeführt.

In diesem Zusammenhang wird der Strahlungsverlust der Heißgase in dieser Schicht und der Energiegewinn durch die Strahlung der Decken und Wände sowie des Plumes verfolgt.

Außerdem wird die Sauerstoffkonzentration in der Heißgasschicht ermittelt neben den Verbrennungsprodukten wie C und CO sowie CO₂ und H₂O. Nachdem die Rate für den Massenaustausch gefunden ist, wird die Gesamtmasse für den Sauerstoff durch Integration abgeschätzt.

7.7 Massen- und Energiebilanzen

Im Rechen-Code wird die Energiebilanz nur zu Kontrollzwecken durchgeführt, da alle vorweg entwickelten Gleichungen ausreichen, um sämtliche zeitabhängige Variablen zu bestimmen. Um die Energiebilanz durchführen zu können, wird berücksichtigt wie die freigesetzte Energie infolge der Verbrennung verteilt wird.

Die durchgeführte Massenbilanz im Rechen-Code erfaßt die Massenveränderungen im Raum während der Branddauer. Es werden die Luftmassen, die in den Brandraum einströmen und herausströmen erfaßt. Außerdem wird die Masse der Heißgasschicht berücksichtigt. Die Massenbilanz führt dann zu folgender Gleichung:

$$\dot{m}_i = \dot{m}_e + \dot{m}_f + \dot{m}_L - \dot{E}_{OL} / C_L \cdot T_a \quad \text{Gl. (7.6)}$$

wobei in der obigen Gleichung m_e die einströmende Luftmasse, m_f die durch die Öffnung herausströmende Luftmasse, m_i die verbleibende Masse im Raum zu einem bestimmten Zeitpunkt, m_L die Rate der Massenveränderung in der Heißgasschicht, E_{OL} der Energiegewinn in der Heißgasschicht, C_L die spezifische Wärmekapazität der Heißgase und T_a die Umgebungstemperatur zeigt.

Die Energiebilanz wird dann in folgender Gleichung angegeben:

$$\dot{Q} = \dot{m}_f (C_f - C_a) \cdot T_a + \dot{m}_e (C_L \cdot T_L - C_a \cdot T_a) + \dot{E}_L C_a / C_L - \dot{m}_L \cdot C_a \cdot T_a + \dot{E}_R + \dot{E}_{OL} \quad \text{Gl. (7.7)}$$

7.8 Zusammenfassung

Im Rechen-Code "FIRST" wurde ein mathematisches Modell zur Beschreibung der Verbrennung von Objekten in Räumen entwickelt.

Die Rechenergebnisse sind hinsichtlich der Abschätzung der Temperaturen in der Heißgasschicht sowie der Temperaturen der Wände, der Decke und der Objekte und der Raten der Massenströme, sowie der Analyse von Heißgasen sehr ermutigend, so daß die im Rechen-Code vorgenommene Beschreibung den physikalischen Vorgänge offenbar sehr nahe kommt.

Die Verfasser setzen ihre Arbeiten fort, um noch kompliziertere Brandvorgänge, beispielsweise Brandausbreitung in einem Hochhaus einschließlich der Strömung der toxischen Gase, rechentechnisch zu erfassen.

8 Brandraummodell "AYSEN"

8.1 Allgemeines

Im Brandraum-Rechenmodell "Aysen" wurden die Energie- und Massenbilanzen aufgestellt. Der Brandraum wird in einer prismatischer Form dargestellt. Mehrere Wand- und Deckenöffnungen werden dabei in eine einzige vertikale und/oder horizontale Öffnung umgesetzt.

Der Brandraum ist mit Rauchgas angefüllt, wobei eine homogene Temperaturverteilung angenommen wird. Berücksichtigt werden im Modell Konvektionsenergien, Strahlung durch Öffnungen, Konvektions- und Strahlungsenergien der Umfassungsbauteile, die Wärmeenergie des Brandraums sowie Wärmesenken (z.B. Ölbehälter). Ausführlich werden die Energiefreisetzung und Brandausbreitung behandelt.

Die Behandlung des entstehenden Gleichungssystems erfolgt iterativ mit einer expliziten Lösungsprozedur.

Als Rechenergebnisse erhält man Temperaturen des Rauchgases und Temperaturen in den Umfassungsbauteilen sowie Massenströme durch Ventilationsöffnungen und Energieströme im Brandraum. Dabei dürfen die Umfassungsbauteile aus mehreren thermisch unterschiedlichen Wandschichten bestehen. Durch die verwendeten, allgemeingültigen Ansätze ist es möglich das Brandraummodell den verschiedensten Brandsituationen anzupassen.

Das Rechenmodell wurde in /44/ ausführlich vorgestellt. Die Grundlagen der Berechnung, die angewendeten Bilanzgleichungen und deren Lösungswege wurden in den entsprechenden Abschnitten diskutiert.

8.2 Zusammenfassung

Das Brandraumrechenmodell "AYSEN" beschreibt mit mathematischen Ansätzen die Auswirkungen eines Raumbrandes in der Post-flashover-Phase. Das dazugehörige Rechenprogramm wurde an der Technischen Universität Braunschweig entwickelt, und jetzt für weitere Brandfälle erweitert.

Insbesondere besteht die Möglichkeit die Brandausbreitung in großen Räumen rechnerisch zu simulieren, wobei auch der Zeitpunkt des Feuerübersprungs bestimmt werden kann. Zu jüngster Zeit wurde das Energiemodell im Programm durch einen Sprinklerterm ergänzt, so daß in Abhängigkeit von der Anzahl der installierten Sprinklerköpfe, die Wirksamkeit von Löschmaßnahmen rechnerisch abgeschätzt werden kann.

Durchgeführte Rechnungen wurden mit Experimentaldaten verglichen/44,47/ und zeigten gute Übereinstimmung.

9 Brandraum-Modell "DOB"

9.1 Allgemeines

Im Rechenmodell "DOB" können für die Darstellung des Abbrandes und des Plumes wahlweise die Modelle von Zukoski/68/ und Steward/49/ verwendet werden, wobei die Art der Energiefreisetzung und des Plume-Entrainment-Koeffizienten variierbar sind.

Mit in der Literatur abgesicherten Ansätzen werden der Massentransport sowie die Wärmeübertragung durch Konvektion und Wärmeleitung in den einzelnen Zonen erfaßt, wie z.B. die ein- und ausfließenden Massenströme durch Ventilationsöffnungen sowie Wärmeströme in die Umfassungsbauteile und die Temperaturen im Brandraum selbst.

Die Energieübertragung durch Strahlung wird nach dem Monte-Carlo-Verfahren ermittelt/10,17,23/ und kann an beliebige Brandraumgeometrien angepaßt werden.

Das Rechenmodell wurde in /8,9/ vorgestellt. Dort wurden die Grundlagen der Berechnung, die benutzten Gleichungen für dieses Zonenmodell einschließlich der zugrundeliegenden Randbedingungen erörtert, so daß an dieser Stelle von zusätzlichen Informationen abgesehen werden kann. Auf der gleichen Basis der vorne beschriebenen Zonenmodelle RFIRES/30,31/ und FIRST/24/ ist das Programm aufgebaut, wobei es entsprechend der spezifischen Fragestellung partielle Unterschiede geben kann.

9.2 Zusammenfassung

Das Rechenmodell "DOB" ist an der Technischen Universität Braunschweig entwickelt worden und beschreibt zeitabhängig die Pre-Flashover-Phase eines Raumbrandes/8,9,45,46/.

Der Brandraum ist in sieben verschiedene Segmente unterteilt (Abbrand, Plume, Heißgasschicht, untere Luftschicht, Wände hinter der Gasschicht und Wände hinter der Luftschicht, (s. Bild 4.1)). Für jedes dieser Segmente sind die notwendigen Massen- und Energiebilanzen aufgestellt worden, die zu jedem Zeitschritt erfüllt werden.

10 Brandraummodell "BOHM"

10.1 Allgemeines

Der Verfasser hat in seiner Arbeit/2/ das Abbrandverhalten von Kunststoffen in kleinen Brandräumen untersucht, um einen Beitrag zur Wirklichkeitsnahen brandschutztechnischen Dimensionierung der Bauteile zu erbringen. Ausgangspunkt war die Tatsache, daß über die Kunststoffe im Zusammenhang mit einem Brandereignis wenige Informationen vorlagen, obwohl Kunststoffe wichtiger Bestandteil verschiedener Gebrauchsgegenstände sind.

Die Arbeit behandelt hauptsächlich die Frage eines Vollbrandes, da gerade diese Phase eines Brandes zur Bestimmung des Brandverhaltens eines Bauteils maßgebend ist. Der Verfasser hat seine Untersuchungen in 9 Abschnitte zusammengefaßt, worauf hier kurz eingegangen wird.

Abschnitt 1 zeigt die thermodynamischen Unterschiede zwischen einem natürlichen Brand und dem Normbrand und deren Einwirkung auf die Bauteile.

Abschnitt 2 behandelt die Wärmeübertragung in einem Brandraum.

Abschnitt 3 behandelt die Massenströmung im Brandraum in Abhängigkeit von der Ventilationsbedingung.

Abschnitt 4 geht auf das Abbrandverhalten des Brennstoffs ein. Es wird gezeigt, daß die Energiefreisetzung pro Kilogramm Luft unabhängig von dem Brennstoff ist.

Abschnitt 5 behandelt die Energiebilanz von Verflüchtigungen. In diesem Abschnitt wird die Möglichkeit für eine neue Energiebilanz ohne Feedback-Effekt diskutiert.

Abschnitt 6 beinhaltet hauptsächlich die experimentellen Arbeiten. In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Versuche, die mit Kunststoffen und Holzkrippen durchgeführt wurden, mitgeteilt. Außerdem wird ein Vergleich zwischen den gemessenen und gerechneten Stahltemperaturen der geschützten und ungeschützten Balkenbauteile vorgelegt.

Abschnitt 7 diskutiert die Grundlagen des aufgestellten Rechenprogramms.

Abschnitt 8 untersucht die Möglichkeiten zur Computer-Simulation der durchgeführten Versuche. Im allgemeinen wird ein schwarzes Gasmodell zugrunde gelegt und die Energiefreisetzungsrate wird mit dem Sauerstoffverbrauch im Raum in Verbindung gebracht.

Abschnitt 9 behandelt die Möglichkeit zur Verallgemeinerung der Versuchsergebnisse mit Brandlasten aus Polyethylen. Es wird gezeigt, daß die gemessene Frischluftzufuhr mit der nach Bernoulli berechneten Luftmenge übereinstimmt, wenn ein geeigneter Querkontraktionskoeffizient berücksichtigt wird. Als Untersuchungsergebnis wird mitgeteilt, daß die maximale Energiefreisetzungsrate bei dieser Art von Kunststoffen in etwa $1200 \times A_w H^{1/2}$ kW beträgt.

10.2 Beschreibung des Rechenprogramms

Für den Brandraum wurden die Energie- und Massenbilanzen aufgestellt. Die Energiebilanzgleichung wird alle 10 Sekunden gelöst; dabei wird die Newton-Interpolationsformel zur Bestimmung der Heißgastemperaturen im Brandraum benutzt. Zur Bestimmung der Temperaturen der Bauteile wird ein Differenzenverfahren benutzt. Zur Einhaltung der Stabilität der Fourier-Gleichungen wurde im Rechenprogramm ein explizites Verfahren angewendet.

Das Stabilitätskriterium ist in der folgenden Gleichung angegeben.

$$\Delta t \leq 0,5 \cdot \Delta x^2 \cdot c_p / k \quad \text{Gl. (10.1)}$$

Weiterhin wurde unter Berücksichtigung des zweiten Hauptsatzes der Thermodynamik ein thermisches Stabilitätskriterium für die diskretisierten Bauteilpunkte eingeführt. Dieses Kriterium ist in der folgenden Gleichung wiedergegeben.

$$\Delta t < 1/2 \cdot \frac{c_p \cdot \rho}{h_i \cdot \Delta x + k_1} \cdot \Delta x^2 \quad \text{Gl. (10.2)}$$

Ein größerer Teil der Berechnungen sind zur Bestimmung der Bauteiltemperaturen mit einem Zeitschritt von 2 Sekunden durchgeführt, wobei der Abstand zwischen den diskreten Punkten 1/3 cm im vorderen Quartal der Wanddicke beträgt und dieser Abstand im Restbereich auf 1 cm erhöht wird.

Die Wandeigenschaften sind in Abhängigkeit von der Formel $(\lambda_D \cdot \rho \cdot c_p)^{1/2}$ berücksichtigt. Wenn die Umgebungswände aus verschiedenen Materialien bestehen wird die Stoffeigenschaften nach Harmathy ermittelt, um den thermischen Einfluß der Wände mit einem Mittelwert nach Gl. (10.3) zu berücksichtigen.

$$k = 1 / \sum A_i (A_1 \cdot k_1 + \dots + A_n \cdot k_n) \quad \text{Gl. (10.3)}$$

$$\rho \cdot c = 1 / \sum A_i (A_1 \cdot \rho_1 c_{p1} + \dots + A_n \cdot \rho_n c_{pn})$$

10.3 Zusammenfassung der rechnergesteuerten Simulation

Für eine rechnerische Simulation werden folgende Annahmen getroffen

1. Die Rechnersimulation wurde dadurch verbessert, daß der Unterschied zwischen der Austrittstemperatur und der mittleren Temperatur im Raum berücksichtigt wurde
2. Die Energiefreisetzung wurde mit den verbrauchten Sauerstoffmengen in Verbindung gebracht
3. Es wurde festgestellt, daß die Unterschiede in den Rechenergebnissen unabhängig von der Berücksichtigung eines Feedback-Terms im Modell sind
4. Die tatsächlich freigesetzte Energiemenge im Brandraum ist hauptsächlich eine Funktion der Abbrandrate, des Ventilationsfaktors und der Sauerstoffkonzentration
5. Ein schwarzes Gasmodell wird benutzt. Ein nicht schwarzes Gasmodell gibt jedoch eine bessere rechnerische Simulation der Abkühlphase des Brandes
6. Um den Feedback-Term anzusetzen ist es notwendig die effektive Oberfläche des Brennstoffes zu berücksichtigen
7. Es wurde ein Kunststoffbrand für die Bemessung vorgeschlagen. Dieses Konzept basiert auf einer maximalen Energiefreisetzung von $1200 \cdot A_w H^{1/2} \text{ kW}$, dabei wird die Energiebilanz ohne Berücksichtigung des Feedback-Terms durchgeführt.

10.4 Zusammenfassung der experimentellen Arbeiten

Ergebnisse der Versuche ließen folgende Rückschlüsse zu:

1. Bei den gemessenen Heißgastemperaturen in einem Raum wurden Unterschiede bis zu 400 °C festgestellt
2. In der vollentwickelten Brandphase wurde ein sehr geringer Temperaturunterschied zwischen dem Absaugpyrometer und den Thermoelementen beobachtet.
3. Die Temperaturen bei den herausströmenden Heißgasen waren in der Öffnung größer als die mittleren Heißgastemperaturen im Brandraum, als der Versuch mit künstlicher Luftzufuhr durchgeführt wurde
4. Es wurde festgestellt, daß eine Zusammensetzung der Brennstoffe aus Holzkrippen und Kunststoffen eine sehr extrem thermische Einwirkung auf die Bauteile zur Folge haben kann
5. Die Polyethylenbrände haben höhere Gastemperaturen als die Versuche mit Holzkrippen zur Folge
6. Die Simulation eines natürlichen Brandes mit Hilfe einer künstlichen Luftzufuhr funktioniert sehr gut. In der jetzigen Fassung der Computer-Simulation entstehen jedoch Schwierigkeiten bei der Erfassung der Massenströmungen im Brandraum.

10.5 Zusammenfassung der brandschutztechnischen Dimensionierung

In der Arbeit werden folgende Ergebnisse mitgeteilt:

1. Das beste Verfahren zur Durchführung einer rechnergestützten Bauteilbemessung soll die Winkelfaktoren der Strahlung, Temperaturanstieg im Bereich der Fensteröffnung und ein nicht schwarzes Gasmodell in der Abkühlphase der Berechnung berücksichtigen
2. Es wird vorgeschlagen, für ungeschützte Stahlbauteile Kunststoffe und für gut geschützte Stahlbauteile die Holzkrippen als Brandlasten zu verwenden, da bei diesen Brandlasten maximale Bauteiltemperaturen ermittelt werden
3. Die Normbrandkurve kann nicht das Brandgeschehen eines natürlichen Brandes wiedergeben
4. Eine Umrechnung der natürlichen Brände auf die Normbrandbeanspruchung auf der Basis der äquivalenten Normbranddauer bedarf weiterer eingehender Untersuchungen.

11 Brandraummodell "NILSSON (Magnusson-Thelanderson)"

11.1 Allgemeines

Das Rechenmodell "Nilsson" ist an der Technischen Universität Lund/Schweden entwickelt worden und beschreibt die Post-Flashover-Phase eines Raumbrandes/22/.

Im vorgelegten Bericht teilt der Verfasser mit, daß verschiedene systematisch durchgeführte Brandversuche in einem kleinen Brandraum hinsichtlich der Temperaturentwicklung und der Energiefreisetzung mit Hilfe des aufgestellten Rechenprogramms analysiert worden sind. Dabei wurden die Einflüsse aus der Veränderung der Werkstoffmassen, der Stapelungsdichte, der Krippenabmessungen, der Ventilationsbedingungen, der Brandkammer und der thermischen Eigenschaften der umschließenden Bauteile untersucht.

Auf der Grundlage der Energiefreisetzung insbesondere unter Berücksichtigung der maximal erreichten Energieabgabe wurde eine Klassifizierung der Brandentwicklungen in Räumen als ventilationsgesteuerte und brandlastgesteuerte Brände vorgenommen. Außerdem wurde ein Verfahren entwickelt welches gestattet, verschiedene brennbare Stoffe aus der Sicht der genormten Holzkrippenmenge zu ermitteln. Dieses Verfahren entspricht in etwa den m-Faktorbestimmungen in Deutschland nach DIN 18 230.

11.2 Computer-Modell

Zur Erstellung des vorgestellten Brandraummodells wurde der erste Hauptsatz zugrunde gelegt. Die freigesetzte Wärmeenergie im Raum wird zum Teil durch die Öffnungen nach außen fließen und zum Teil auch von den umschließenden Bauteilen gespeichert.

Diese Identität wird in der folgenden Gleichung ausgedrückt:

$$\dot{E}_c = \dot{E}_L + \dot{E}_W + \dot{E}_r + \dot{E}_b \quad \text{Gl. (11.1)}$$

Bei der Anwendung der oben angegebenen Gleichung wurden folgende Voraussetzungen eingeführt:

- a) Die Temperatur wird in jedem Zeitpunkt im Raum gleichmäßig verteilt angesetzt
- b) Es wird nur eine eindimensionale Wärmeübertragung an die umschließenden Bauteile angenommen
- c) der Wärmedurchgangskoeffizient bleibt für die umschließenden Wände unverändert, unabhängig von Zeit und Ort.

Die einzelnen Energietерme werden im Computer-Modell wie folgt behandelt:

Der Term E_L zeigt die durch Konvektion nach außen getragene Energiemenge pro Zeiteinheit.

Der Term E_W zeigt die zugeführte Energiemenge an die umschließenden Wände, Boden und Decke pro Zeiteinheit. Die instationäre Wärmeströmung an diesen Bauteilen des Brandraums wurde durch Lösung der allgemeinen Wärmeleitungsgleichung für den eindimensionalen Fall ermittelt.

Der Term E_r deutet auf die Strahlungsenergie hin, welche durch die Fensteröffnungen des Brandraumes pro Zeiteinheit nach außen abgegeben wird. Diese Energiemenge wird im Modell nach Stephan-Boltzmanns Gesetz ermittelt, wobei die Brandraumwände als schwarze Körper betrachtet werden.

Der Term E_b zeigt die Energiemenge, welche in Heißgasen des Brandraums pro Zeiteinheit gespeichert bleibt. Diese Energiemenge ist im Vergleich zu den anderen Energiearten vernachlässigbar klein und wurde im Modell auch nicht besonders berücksichtigt.

Der Wärmeübergangskoeffizient α_e ist in zwei Komponenten zerlegt, wobei der konvektive Anteil während der gesamten Branddauer als $25 \text{ W/m}^2\text{K}$ constant angesetzt ist.

Der Strahlungsanteil wurde gesondert ermittelt. Bei der Berechnung dieses Anteils wurde ein resultierender Emissionsfaktor benutzt/15/

Um die Systemgleichungen lösen zu können, wurde ein modifiziertes Runge-Kutta-Verfahren angewendet. Die Zeitintervalle wurden per Rechner gesteuert, um eine Beschleunigung bei der Konvergenz zu erreichen.

11.3 Zusammenfassung

Zur Verifizierung des Rechenprogramms wurden verschiedene Brandversuche in unterschiedlichen Brandräumen analysiert, wobei die gemessenen Temperatur-Zeit-Verläufe und die Abbrandraten berücksichtigt wurden. Dabei wurde eine empirische Beziehung für die Energiefreisetzung für Holzkrippen entwickelt.

Diese Vorgehensweise wurde in der Art durchgeführt, daß die Energiefreisetzungen im Rechenmodell modifiziert wurden, um die gerechneten Temperatur-Zeit-Verläufe mit den Meßergebnissen in Einklang bringen zu können.

Im Rechenmodell wurde berücksichtigt, daß die maximale Energiefreisetzung während einer ventilationskontrollierten Brandphase erreicht wird, wobei der Spitzenwert der Abbrandrate wie folgt dargestellt werden kann:

$$\dot{R} = 330 \cdot A \cdot H^{1/2} \quad (\text{kg/h}) \quad \text{Gl. (11.2)}$$

Zur Entwicklung der polygonförmigen Energie-Zeit-Beziehungen analysierte der Verfasser etwa 50 Holzkrippen-Versuche und er vertritt die Meinung, daß das entwickelte Brandraummodell für die Behandlung der praktischen Fälle anwendbar ist.

12 Brandraummodell "TANAKA"

12.1 Allgemeines

Dieses Rechenmodell berechnet die Zonentemperaturen und die Tiefe der Heißgasschichten in miteinander verbundenen Räumen in Gebäuden, in denen ein Brand entsteht, wobei grundsätzlich die Annahme getroffen wird, daß die Heißgasschichten sich ausschließlich unter den Deckenbereichen sammeln/53/.

Tanaka hat seine Modellvorstellungen auf die Grundlage der Arbeiten von Quintiere/36/ und Wakamutsu/62,63/ entwickelt.

Das Brandraummodell ist geeignet, die Brandausbreitung durch die Strömung der Heißgase in kleineren Gebäuden wie es bei japanischen Wohnhäusern der Fall ist zu untersuchen. Es wird mitgeteilt, daß das Modell bei flachen Gebäuden mit Erfolg anzuwenden ist.

Der Transport der Wärmeenergie durch die Heißgase von einer Feuerquelle ist genau so wichtig, wie die thermische Strahlung, insbesondere in den Fällen, wo ein Feuersprung von Raum zu Raum möglich ist. Der Verfasser hebt in seinem Modell die Wichtigkeit dieses Vorgangs besonders hervor.

Zur Zeit existieren nicht ausreichende Untersuchungen und Informationen über den Feuersprung von Raum zu Raum infolge der Heißgasströmungen in Gebäuden.

12.2 Voraussetzungen für die Modellformulierung

Es werden folgende Voraussetzungen für die Entwicklung des Brandraummodells zugrunde gelegt:

1. Die Temperaturverteilung in der Heißgasschicht wird gleichmäßig angesetzt
2. Es wird keine Vermischung zwischen der Heißgasschicht im oberen Bereich des Raumes und der Luftschicht im unteren Bereich vorausgesetzt. Der Massenstrom zur oberen Heißgasschicht erfolgt nur durch den Plume
3. Es findet auch keine Vermischung im Bereich der Öffnungen während der Massenströmungen statt. Eine Heißgasschicht strömt durch die Öffnung in eine andere Heißgasschicht bzw. eine Frischluftzufuhr erfolgt nur in die kalte Luftschicht während der Brandentwicklung
4. Die Heißgasschicht wird als ein Graukörper betrachtet. Diese Schicht bildet ein homogenes Medium für Strahlung und Absorption
5. Ein konvektiver Wärmeaustausch wird zwischen dem Boden und den Wänden sowie der Luftschicht vernachlässigt
6. Die Verbrennung am Brandherd findet an der Oberfläche des Brennstoffes statt. Aus diesem Grunde wird ein Verbrennungsprozeß im Plume selbst nicht berücksichtigt
7. Der thermische Strahlungsverlust im Plume wurde vernachlässigt. Deshalb wird die gesamte Wärmeenergie vom Brandherd durch den Plume an die Heißgasschicht weitergeleitet.

8. Im unteren Bereich des Raumes wird die Luftschicht als vollkommen dünn vorausgesetzt, deshalb kann diese Schicht keine Strahlung absorbieren

9. Die Energiefreisetzung des Brandherdes ist unabhängig von den anderen Randbedingungen.

13 Brandraummodell "COMPF-2"

13.1 Allgemeines

Das Rechenprogramm "COMPF-2" wendet ein Brandraummodell an, das in den USA von V. Babrauskas entwickelt wurde/1/. Es ist ein Zonenmodell.

Das Rechenprogramm ermittelt die Parameter eines Post-Flashover-Brandes in einem einzelligen Raum, die durch die Ventilationsöffnung in der Umfassungswand beeinflußt werden, wobei die Ventilation selbst durch das Feuer auf natürliche Art und Weise hergestellt wird.

Im Rechenprogramm können Holz, Kunststoffe sowie flüssige Brennstoffe als Brandlast berücksichtigt werden.

Das Rechenprogramm besteht aus einem Hauptprogramm und einer Anzahl von Unterprogrammen, in denen die physikalischen Ansätze zur Darstellung und Erfassung des Brandes einprogrammiert sind.

Es werden die Energie- und Massenbilanzen aufgestellt, um den Brand quasi-stationär zu beschreiben.

13.2 Angewandte Theorie

Die Theorie für einen Post-Flashover-Brand in einem Raum ist in detaillierter Form in/1/ angegeben, so daß hier nur eine kurze Einführung erfolgen soll. Die Hauptvoraussetzungen im entwickelten Modell sind:

1. Eine räumliche Temperaturverteilung wird nicht berücksichtigt

2. Das Modell ist quasi-stationär. Der Zeitparameter wird in der Abbrandrate berücksichtigt. Der Zeitparameter wird jedoch in die Phasenveränderungen nicht einbezogen
3. Es wird nur eine vertikale Fensteröffnung als natürliche Ventilationsbedingung berücksichtigt
4. Die Verbrennung ist begrenzt durch die Frischluftzufuhr oder die Brennstoffversorgung sowie chemische Kinetik der Gasphasen
5. Die umschließenden flächenartigen Bauteile werden als homogenes und festes Material betrachtet. Die thermischen Eigenschaften der Baustoffe werden in der Berechnung berücksichtigt
6. Die Wandtemperaturen werden mit Hilfe der Fourier-Gleichung gelöst.

13.3 Pyrolyse-Raten

13.3.1 Flüssige oder thermoplastische Pools

Es gibt zur Zeit nur eine Brennstoff-Konfiguration, für welche die Pyrolyseraten ausreichend genau abgeschätzt werden. Diese enthält einen Pool auf dem Boden des Brandraumes der mit thermoplastischen oder flüssigen Brennstoffen gefüllt ist. Während der Brandentwicklung wird der Brennstoff durch einfallende Strahlungsenergie in den Pyrolyse-Zustand versetzt.

Der Brennstoff wird bei einer bestimmten Oberflächentemperatur T_{pyr} beginnen zu pyrolysieren und dabei infolge einer endothermen Reaktion eine Pyrolyseenergie von h_{pyr} absorbieren. Die Rate der Pyrolysemassen wird im Modell nach der folgenden Gleichung berechnet:

$$\dot{m}_p = A_f \cdot \frac{\varepsilon \sigma (T_f^4 - T_b^4)}{\Delta h_p} \quad \text{Gl. (13.1)}$$

Die oben angegebene Gleichung hat jedoch nur für quasi-stationäre Lösungen Gültigkeit.

Am Anfang des Feuers wird der Strahlungs-Feedback-Effekt der Heißgase klein sein, im Vergleich zur Plume-Strahlung über dem Pool selbst kann die Heißgasstrahlung dennoch größeren Einfluß haben. Deshalb wurde im Modell ein Plume-Term nach den Untersuchungen von Babrauskas/1/ verwendet.

Unter Berücksichtigung der Tatsache, daß der Beitrag des Plumes auf den Feedback-Effekt klein ist, sind im Modell einige Vereinfachungen vorgenommen. Bei ansteigender Raumstrahlung wird der Einfluß der Plume-Strahlung auf die Pyrolysebildung der Brennstoffe abnehmen und bei höheren Temperaturen kann die Plume-Strahlung vernachlässigt werden. Im Rechenmodell ist diese Interaktion mit einem Korrekturfaktor berücksichtigt.

13.3.2 Feste Brennstoffe

Es wurden für das Modell empirische Daten für die Abbrandraten von Holzwerkstoffen in vollentwickelten Brandphasen eingeführt. Wegen der Pyrolyseeigenschaften des Holzes sind die Abbrandraten nicht besonders von der Raumstrahlung abhängig. Sie sind im Rechenmodell mit einer Ausbreitungsgeschwindigkeit von 7 - 15 mm/s berücksichtigt. Für Holzkrippen wurde nach den Untersuchungen von Magnusson/22/ und Morishta/26/ eine vereinfachte Beziehung entwickelt, und im Brandraummodell - abhängig von dem brandlastkontrollierten und ventilationskontrollierten Phasen des Brandes - angewendet, wobei auch die Stapeldichte der Holzkrippen Be-

rücksichtigung fand.

13.4 Zusammenfassung

COMPF-2 ist ein einzelliges Post-Flashover-Modell, das den vollentwickelten Brand in einem Raum beschreibt. Es geht von folgenden Annahmen aus:

1. Die Luftzufuhr und der Brandgasabfluß erfolgen durch eine einzige Öffnung in einer vertikalen Wand und bilden somit die Bedingung für natürliche Ventilation
2. Die Verbrennung wird begrenzt durch die Luft- und Brennstoffzuflußraten und nicht durch die chemische Reaktionskinetik der Gasphasen
3. Räumliche Schief lagen der Temperatur in den Zonen werden vernachlässigt
4. Wände und Decke (Boden) werden als Teile eines homogenen Festkörpers von gegebener Dicke und mit temperaturabhängigen Materialeigenschaften berücksichtigt
5. Das Modell ist quasi-stationär, jedoch werden zeitliche Veränderungen der Abbrandraten voll berücksichtigt.

Das Modell erlaubt Holz, Thermoplastiken und Flüssigkeiten als Brennstoffe zu berücksichtigen. Es liefert Zonentemperaturen, Gaszusammensetzungen, Ventilations-, Wärmebilanz- und Zustandsgrößen für Wände und Decken.

14 Brandraummodell "DSLAY1" von B. Hägglund

14.1 Allgemeines

In/71/ wird über das Brandraummodell "DSLAY1" berichtet, welches geeignet ist, die Heißgasfüllung in einem geschlossenen Raum rechnerisch zu simulieren.

Es wird vorausgesetzt, daß der Raum in zwei Höhenschichten geteilt werden kann. Die Schicht nahe dem Deckenbereich enthält die Heißgaskummulation und die weiteren brennbaren Partikel. Dagegen wird im Modell im bodennahen Bereich eine Frischluftschicht vorgesehen.

Das Model schätzt die Entwicklung der Heißgasschicht, Wärme- und Rauchverteilung im Raum als eine Funktion der Brandherdgröße, der Raumgeometrie, der Stellen der Undichtigkeiten, sowie abhängig von den Eigenschaften der umschließenden Bauteilen des Brandraumes ab.

Zusätzlich zu dem geschloßenen Einraummodel wurde neulich auch die Möglichkeit zur Berücksichtigung einer Dachentlüftung einbezogen. Auf der Basis der Rechenergebnissen wird berichtet, daß eine Dachentlüftung die Temperatren in der Heißgasschicht reduziert und im bodennahen Bereich Frischluftzufuhr ermöglicht.

Die Wirksamkeit einer Dachentlüftung wird erhöht, wenn die Decke in Bereiche unterteilt wird, die mit herunterhängenden Blenden getrennt werden. Das Rechenprogramm ist in der Lage Heißgasschichtdicke und -temperatur abhängig von der Lage und Größe der Dachentlüftungen und den vorgesehenen Blenden von der Decke zu ermitteln.

Die Arbeitsweise des Programms ist zweigleisig. Dabei wurden die Versionen NONVENT und VENT entwickelt.

Die Version NONVENT ist vorgesehen zur Simulation der Heißgasfüllung für einen geschlossenen Raum, wobei die Be- und Entlüftung des Raumes nur durch die Undichtigkeitsstellen nahe der Decke oder dem Boden erfolgen kann.

Version VENT dagegen kann in der Simulation eines Brandgeschehens eine Dachöffnung berücksichtigen.

14.2 Version NONVENT

Version NOVENT benutzt die Ansätze von Zukoski. Es wird vorausgesetzt, daß der Raum in eine obere und untere homogene Zone unterteilt werden kann. Die gasförmige Plume und der Flammenbereich werden als ein homogener Teil der oberen Heißgasschicht betrachtet. Die Trennfläche vergrößert sich nach unten mit einer bestimmten Geschwindigkeit, die von der im Plume einströmenden Luftmassen und von den aus den Lecks ausströmenden Verbrennungsprodukten bestimmt wird. Mit Hilfe einer Massenbilanz für den unteren kälteren Bereich des Brandraumes kann diese Verbreiterungsrate der Heißgasschicht bestimmt werden.

In einem Brandfall wird ein beträchtlicher Teil der freigesetzten Energie durch die Strahlung und die Konvektion, an die Heißgasschicht umschließenden Bauteile übertragen. Heißgasschicht und die Umschließungsbauteile verlieren auch Energie, insbesondere durch Abstrahlung an die kälteren Zonen. Unter Berücksichtigung dieses Vorganges wird eine Wärmebilanz einschließlich Feuerplume, für die Heißgasschicht erstellt, wodurch die Temperaturen in der oberen Heißgaszone des Brandraumes in der Berechnung bestimmt wird.

Ein anderer interessanter Aspekt ist die mittlere Rauchgaskonzentration in der oberen Schichtzone während der Füllung des Raumes mit Rauchgasen. Nach dem vorliegenden Rauchpotential der brennbaren Stoffe ist das Programm ausserdem in der Lage, Rauchkonzentration in der Heißgasschichtzone abzuschätzen.

Ein Zweizonen-Modell verliert seine Gültigkeit, wenn sich die Trennfläche zwischen der Heißgasschicht und der kalten Zone allmählich nach unten bewegt, und sich der Raum mit Heiß- und Rauchgasen füllt. In solch einem Fall wird von dem Rechenprogramm DSLAY1 automatisch ein einzonales Modell zugrunde gelegt. Um diesen extremen Fall vorweg zu bestimmen, wird von dem Benutzer die kritische Dicke der Heißgasschicht selbst festgelegt.

Der geschlossene Raum kann immer noch ausreichend Sauerstoff enthalten, wenn die neutrale Zone Bodenhöhe erreicht. Das Programm berechnet dann den Sauerstoffinhalt im Raum, mit Hilfe einer einfachen Sauerstoffbilanz, um dem Anwender die Möglichkeit zu geben den Rechenablauf zu stoppen, wenn die Sauerstoffkonzentration unter eine kritische Grenze fällt.

Das Model kann ausserdem die Antwortzeiten von Sprinklern und Feuermeldeanlagen in größeren Brandräumen während der anfänglichen Entwicklung des Feuers bestimmen um den Benutzer auf die Vorgänge in der Heißgasschicht aufmerksam zu machen. Schließlich wurden zwei Ausdrücke in DSLAY1 einbezogen, um die Temperaturen und die Heißgaskonzentration nahe der Decke in Abhängigkeit von der Zeit und der radialen Entfernung von der Feuerachse zu bestimmen.

14.3 Version "VENT"

In einem eingeschößigen Bauwerk schützt eine Dachentlüftung das Füllen des Raumes mit Heiß- und Rauchgasen während eines Brandes entscheidend. Fast die gesamte Rauchgasmenge wird durch eine solche Öffnung herausfließen, wenn die Dachentlüftung ausreichend groß und möglichst über dem Feuer positioniert ist. Zu große Dachentlüftungen sind jedoch nicht wirtschaftlich und bei realen Bränden ist es nicht immer möglich die Lage des Brandherdes und der Dachöffnung im voraus abzuschätzen.

Deshalb wurde in der Computersimulation eines Brandes stets die Entstehung einer Heißgasschicht unterhalb des Deckenbereichs vorausgesetzt. Das Programm kontrolliert ständig, ob zwischen den ein- und ausströmenden Gasmassen in bestimmten Fällen ein Gleichgewicht existiert. Ein solcher Zustand wird insbesondere durch eine ideale brandschutztechnische Dimensionierung des Bauwerkes angezeigt. Dieser Zustand setzt voraus, daß eine angemessene Frischluftzufuhr durch die Öffnungen in den Brandraum während des Brandgeschehens aufrechterhalten werden kann, um die herausströmenden Heißgase zu ersetzen.

Das Rechenprogramm bestimmt nach den vorliegenden Daten über die Ventilationsöffnungen und die Größe der Blenden unterhalb der Decke, die Heißgastemperaturen und -dicke über der Branddauer. Die theoretischen Grundlagen basieren auf den Vorgehensweisen von Thomas et al./55/ für die brandschutztechnische Dimensionierung von Deckenöffnungen.

14.4 Rechenprogramm

DSLAY1 ist ein interaktives Rechenprogramm. Der Benutzer korrespondiert mit dem Rechner über ein Terminal. Die durchzuführende Dialoge wird dabei vom Benutzer nach seiner Problemstellung bestimmt.

Das Rechenprogramm wurde so konzipiert, daß wenig Fragen im Dialogbetrieb beantwortet werden müssen.

Der Fragenkatalog des Programms enthält:

1. Eingabedaten über die Heißgasschichtdicke
2. Eingabedaten über die Brandraumgeometrie

3. Eingabedaten über die Dachöffnungen
4. Physikalische Daten über die Heiß- und Rauchgase
5. Eingaben über die Wahl der Versionen NONVENT oder VENT.

14.5 Zusammenfassung

"DSLAY1" setzt voraus, daß der Raum geschlossen ist, ausgenommen davon die Öffnungen in der Nähe des Fußbodens und der Decke. Der Einzelraum wird in bestimmte Temperaturzonen eingeteilt. Die Energiefreisetzungsrate wird für das Feuer bestimmt und die konservativen Gleichnungen werden für die jeweiligen Zonen simultan gelöst.

Das Model schätzt die Entwicklung der Heißgasschicht, Wärme und Rauchgasverteilung im Raum über der Zeit als Funktion der Brandherdgröße, Brandraumgeometrie und nach der Lage der Undichtigkeiten ab. Zusätzlich wurde das Programm erweitert um die Öffnungen in der Deckenkonstruktion zu berücksichtigen. Ausserdem wurden Blenden unterhalb des Deckenbereichs in die Computersimulation einbezogen. Nach Eingabe der erforderlichen Daten ermittelt das Programm die Höhe der Heißgasschicht und die Temperaturen in der Nähe des Deckenbereichs.

Der Verfasser teilt mit, daß die Ergebnisse des Rechenprogramms mit verschiedenen Meßdaten verglichen wurden, und dabei eine vernünftige Übereinstimmung zwischen den gemessenen und den gerechneten Ergebnissen festgestellt worden sind.

15 Brandraummodell "UNSAFE II"

15.1 Allgemeines

Der Rechen-Code "UNSAFE II" wurde in den USA (Notre Dame University) entwickelt. "UNSAFE II" ermöglicht die Behandlung einer rechteckigen Raumform und einer punktförmigen Wärmequelle, deren Anordnung im Raum und Größe beliebig sein kann. Darüber hinaus können thermische Randbedingungen an Decken und Wänden berücksichtigt werden.

Dieses Modell verwendet im Gegensatz zu allen anderen bisher genannten Codes einen Feldansatz, d.h. es löst nicht nur Energie- und Massenbilanzen für eine Anzahl von diskretisierten Unterbrandräumen wie die Zonenmodelle, sondern behandelt die Bewegungs- bzw. Navier-Stokes-Gleichungen, die den Massenfluß sowie die Temperatur- und Druckfelder (daher der Name "Feldmethoden" oder "Feldmodelle") im Raum in geschlossener Form darstellen.

Feldmodelle werden verwendet, wenn z.B. die Strömung von Luft und Rauchgas komplexe Vorgänge darstellen und spezifische Aussagen darüber erforderlich werden.

Der Brandraum wird in eine große Zahl kleiner Kontroll-Volumen-Elemente aufgeteilt. Für jedes dieser Volumina werden die Zustandsgleichungen (Massen- und Energiebilanz) als Differentialgleichungen aufgestellt und dabei die notwendigen Randbedingungen berücksichtigt.

Das Gleichungssystem wird in Abhängigkeit von der Zeit gelöst, so daß die Strömungsverhältnisse dargestellt werden können.

In den Energieansätzen werden auf der Grundlage eines ein-dimensionalen Strahlungsmodells Oberflächenstrahlung, Rußstrahlung und nicht-graue Gasstrahlung berücksichtigt.

15.2 Zusammenfassung

Im Gegensatz zu den Zonenmodellen ermöglichen die Feldmodelle zusätzlich die Berechnung lokaler Temperatur- und Druckverteilungen. Dieses ist von besonderer Bedeutung, wenn man die Sekundär-Entzündung von Objekten untersuchen will.

In bestimmten Grenzfällen sind dreidimensionale Strömungen im Raum auch erfaßbar. Dies setzt allerdings relativ einfache physikalische Ansätze voraus und benötigt einen sehr leistungsstarken Rechner. Im Regelfall werden relativ einfache Ansätze für die Verbrennung und Strahlung verwendet.

Bei der Anwendung des Rechenprogramms muß abgeschätzt werden ob mit einfachen physikalischen Ansätzen und vertretbaren Rechenzeiten Ergebnisse mit der notwendiger Genauigkeit für die Brandsimulation erzielt werden können.

Die Anwendung von "UNSAFE II" erfolgt u.a. als zweidimensionale Variante zur Darstellung der Gefährdung von Passagieren in Flugzeugkabinen unter Berücksichtigung von Brand- und Rauchausbreitung.

Das Modell ist in der gegenwärtigen Form zweidimensional. Es ist numerisch jedoch weitaus aufwendiger als die Zonenmodelle.

16 Brandraummodell "MOSIE 2"

16.1 Allgemeines

Es handelt sich hier um ein zweidimensionales, instationäres Feldmodell, welches auf einem finite Elementverfahren basiert und Rauch- und Heißgasströmungen innerhalb der Brandräume abschätzt. Das Rechenverfahren funktioniert insbesondere für die Modellierung der Großbrandräume in kleinen Maßstäben.

Die Lösungsschritte sind grundsätzlich allgemein, und sie ermöglichen die Anwendung des Rechenprogramms für sehr komplizierte Räume mit beliebiger Anzahl von Ventilationsöffnungen und Rauchschürzen gegen Heißgasströme.

Bei der Anwendung des Rechenprogramms wurden Abweichungen zwischen den Meß- und Rechenergebnissen festgestellt, insbesondere wenn dort vereinfachte Annahmen zur Lösung des Problems getroffen worden sind. Beziehungen besitzen in diesen Fällen weniger Gültigkeit für eine Maßstabmodellierung.

16.2 Zusammenfassung

Die Feldmodelle zeigen in sehr wirksamer Weise die maßgebenden physikalischen Grundlagen des Problems auf. Deshalb stellt die Zwangsventilation für ein Feldmodell auch keine Schwierigkeiten dar, wenn die Randbedingung an der Luftzufuhröffnung im Rechenmodell berücksichtigt wird. Das kann für Zonenmodelle jedoch nicht ohne weiteres gesagt werden/5/.

Die Funktionsweise des Brandraummodells "MOSIE 2" wurde im Abschnitt 3 diskutiert. Die Programmpakete "MOSIE 2" und "JASMINE" befinden sich noch in der Entwicklung.

17 Literatur

- /1/ Babrauskas, V., et al.: Post-flashover compartment fires. Report No. UCB FRG 75-1; University of California, Berkeley, (1975).
- /2/ Bohm, B.: Fully developed polyethylene and wood compartment fires. Technical University of Denmark, Lyngby, (1977).
- /3/ Bullen, M.L.: The ventilation required to permit growth of a room fire. Fire Research Station, Borehamwood, Hertfordshire, Paper CP41/78, (1978).
- /4/ Carslaw, H.S.; Jaeger, J.C.: Conduction of heat in solids, 2nd Edn. Oxford University Press, London, (1959).
- /5/ Cooper, L.Y.: Harkleroad, M.; Quintiere, J.; Rinkinen, W.: The Experimentelle Study of Upper Hot Layer Stratification in Full-Scale Multiroom Fire Scenarios, ASME-Paper 81-HT-9, (1981).
- /6/ Delichatsios, M.A.: Fire Growth Rates in Wood Cribs, Combustion and Flame 27, 267 - 278, (1976).
- /7/ Denkschrift über die Brandversuche im Wiener Modelltheater, Druck von R Spieser Co, Vienna, (1906).
- /8/ Dobbernack, R.: Untersuchung des instationären Wärmeübergangs in parallelen Rohrbündeln nach der Monte-Carlo-methode, Dissertation, Braunschweig, 1980.

- /9/ Dobbernack, R.; Schneider, U.: Modelling of Fires in Industrial Buildings with Particular Respect of Radiation Problems. Vortrag auf dem CIB/W14-workshop, Paris, (1981).
- /10/ Ermakow, S.M.: Die Monte-Carlo-Methode und verwandte Fragen. R. Oldenbourg Verlag, München, (1975).
- /11/ Gebhart, B.: Heat Transfer, McGraw Hill Book Company, New York, (1961).
- /12/ Hamilton, D.C.; Morgan, W.R.: Radiant Interchange Configuration Factors. NACA Technical Note 2836, (1952).
- /13/ Harmathy, T.Z.: A New look at compartment Fires. Fire Technology, Vol. 8, No. 3 and 4, (1972).
- /14/ Hasemi, Y.: Numerical calculation of the natural convection in fire compartments. Building Research Institute, Paper No. 69, Tokyo, (1977).
- /15/ Hottel, H.C., et al.: Radiative Transfer. McGraw-Hill, New York, (1967).
- /16/ Huggett, C.: Estimation of rate of heat release by means of oxygen consumption measurements. Fire and Mater. 4, 61 (1980).
- /17/ Kahn, H.: Applications of Monte-Carlo, Rep. No. RM-1237 (ACE, No. AECU-3259), Rand Corp., (1956).
- /18/ Kawagoe, K.: Fire Behaviour in Rooms. Report of the Building Research Institute No. 27, Japan, (1958).

- /19/ Kenchiku, Setsubi, Sogo, Kyokai : Kenchiku no Boka, Haien, Syobo Setsubi (1), Tokyo, Ohm, (1975).
- /20/ Keough, J.J.: Ventin Fires through roofs (Experimental fires in an aircraft hangar). Commonwealth Experimental Building Station, Report No. UP 344, (1972).
- /21/ Kung, H.C., et al.: On the hear of reaction in wood pyrolysis. Combustion and Flame No. 20, p. 91/103, (1973).
- /22/ Magnusson, S.E., et al.: Temperature-time curves of complete process of fire development, Bulletin 16, Lund Institute of Technology, Sweden, (1970).
- /23/ Metropolis, N., Ulam, S.: The Monte-Carlo-Method, J. Am. Statist. Assoc., Vol. 44, No. 2427, 335 - 341, (1949).
- /24/ Mitler, H.E.: The Physical Basis for the Harvard Computer Fire Code III. Harvard University Cambridge, Massachusetts, Home Fire Project Technical Report Nr. 34, (1978).
- /25/ Miyamoto, M.; Matsushima, O.; Matsuda, S.: Fire detection system in a telephone office building and a study of the smoke layer forming process. CIB Symposium, Systems approach to fire safety in buildings 2 3 August (1979.)
- /26/ Morishta, Y.: Statistical Analysis of Fire Spread Processes in Houses. Building Research Institute Research Paper Tokyo, (1978).

- /27/ Mulholland, G.; Handa, T.: Sugawa, O.; Yamamoto, H.:
Smoke filling in an enclosure. Paper presented at the
20th Joint ASME/AICHE National Heat Transfer Conferen-
ce, Milwaukee, Wisconsin, August 2 - 5 (1981).

- /28/ Udeen, K.: Theoretical study of fire characteristics
in enclosed spaces. Division of Building Construc-
tion, Royal Institute of Technology, Bulletin No. 10,
Stockholm, (1963).

- /29/ Pape, R.; Waterman, T.E.: Understanding and Model-
ling Compartment Fires. Design of Buildings for Fire
Safety, ASTM STP 685, (1979).

- /30/ Pape, R.: Computer Simulation of Full Scale Room Fire
Experiments. IITRI Report J64114 for Products Re-
search Committee, March (1978).

- /31/ Pape, R., et al.: Semistochastic approach to predic-
ting the development of a fire in a room from ignition
to flashover, RFIRES. Nat. Bureau of Standards,
IITRI Project J 6367, (1976).

- /32/ Pettersson, O.: Principles of Fire Engineering Design
and Fire Safety of Ta Buildings. Institute of Techno-
logy, Lund Division of Structure Mechanics and Concre-
te Construction Bulletin 31, (1973).

- /33/ Prahl, J., et al.: Fire induced flow through an ope-
ning. Combustion and Flame No. 25, P. 369/385,
(1975).

- /34/ Quintiere, J.G. : An Approach to Modelling Wall Fire
Spread in a Room. Fire Safety Journal, 3, 201 - 2124,
(1981).

- /35/ Quintiere, J.G.; McCaffrey, B.J.; Den Bracen, K.:
Experimental and Theoretical Analysis of Quasi-Steady
Small-Scale Enclosure Fires, NBSIR 78-1511, National
Bureau of Standards, (1978).
- /36/ Quintiere, J.G.: The Growth of Fire in Building Com-
partments. ASTM-NBS Symposium on Fire Standards and
Safety, (1976).
- /37/ Quintiere, J.G., et al.: Seventeenth Symposium (In-
ternational) on Combustion p 115. The Combustion In-
stitute 1979. See also Thomas, P.H. idem p 1136.
- /38/ Quintiere, J.G.: Fire Safety Journal 3, 201, (1981).
- /39/ Quintiere, J.G.: The growth of fire in building com-
partmentns, Nat. Bureau of Standards, Preprint No. 7,
Gaithersburg, (1976).
- /40/ Ramachandran, G.: Stochastic Modelling of Fire
Growth. CIB Workshops Fire Modelling CSTBN 1981 (to
be published).
- /41/ Rasbash, D.J.: Smoke and Toxic products produced at
fires. Trans. J. Plastics Inst., January (1967).
- /42/ Rockett, J.A.: Fire Induced Gas Flow in an Enclosure.
Combustion Science Technology, (1976).
- /43/ Schmidt, E.: Das Differenzenverfahren zur Lösung von
Differentialgleichungen der nichtstationären Wärmelei-
tung, Diffusion und Impulsausbreitung, Forschg. Geb.
Ing.-Wesen, Bd. 13, Nr. 5, S. 177/85, (1942).

- /44/ Haksever, Aysen et. al.: Wärmebilanzrechnungen für Brandräume mit unterschiedlichen Randbedingungen (Teil I), Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, (1980).
- /45/ Schneider, U.: Wärmebilanzrechnungen in Verbindung mit Versuchen in Brandräumen, (Teil II), Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, (1981).
- /46/ Schneider, U.: Rauch- und Wärmeabzug in Gebäuden, Literatursichtung im Hinblick auf DIN 18 230. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, (1978).
- /47/ Schneider, Ulrich.; Haksever, Ataman.: Bestimmung der äquivalenten Branddauer von statisch bestimmt gelagerten Stahlbetonbalken bei natürlichen Bränden. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, Technische Universität Braunschweig, (1977).
- /48/ Siegel, R.; Howell, J.R.: Thermal Radiation Heat Transfer, McGraw Hill, New York, (1972).
- /49/ Steward, F.R.: Prediction of the Height of Turbulent Diffusion Flame Combustion Science Technology, Vol. 2, 203 - 212, (1970).
- /50/ Takeda, H.: Akita, K.: 18th Symposium (International) on Combustion. Combustion Institute, pa 519, (1981).

- /51/ Tamanini, F.: Height Dependence of Burning Rate and Product Yield in Fire Plumes, Factory Mutual Research Corporation, NBS-Grant No. 67-9011, Massachusetts, USA, (1981).
- /52/ Tanaka, T.: Shoki Kasai no kansuru Ichi Kosatsu. Kenkyu Happoyo Gaiyoshu. pp 54 - 57, Japanese Association of Fire Science and Engineering Tokyo, (1977).
- /53/ Tanaka, T.: A mathematical model of a compartment fire. Building Research Institute, Paper No. 70, Tokyo, (1977).
- /54/ Tewarson, A.; Pion, R.F.: Combust + Flame 26 85, (1976).
- /55/ Thomas, P.H., et al.: Investigations into the Flow of Hot Gases in Roof Venting. Fire Research Technical Paper No. 7. Department of Scientific and Industrial Research and Fire Office's Committee, London, (1963).
- /56/ Thomas, P.H.: Fires in enclosures. BRE Current Paper CP 30/74, Fire Research Station, London, (1974).
- /57/ Thomas, P.H.: 18th Symposium (International) on Combustion. The Combustion Institute, p 503, (1982).
- /58/ Thomas, P.H., et al.: Combust Flame 38, 159, (1980).
- /59/ Toor, J.S.: Radiant Heat Transfer Analysis among Surfaces Having Direction Dependent Properties by the Monte Carlo Method, Thesis, Purdue University, Lafayette, (1967).

- /60/ Tsuchiya, Y., et al.: Computation of the behaviour of fire in an enclosure. Combustion and Flame No. 16, p. 131/139, (1971).
- /61/ VDI-Wärmeatlas, 3. Auflage, (1977).
- /62/ Wakamatsu, T.: Calculation of Smoke Movement in Building etc. BRI Research Paper No. 34. BRI, Tokyo, (1968).
- /63/ Wakamatsu, T.; Tanaka, T.: Kemuri Seigyo Sekkei no Riron to Case Study. Kenkyu Happyo Gaiyoshu. Japanese Association of Fire Science and Engineering. Tokyo, (1974).
- /64/ Waterman, T.E., et al.: A study of the development of room fires. Mat. Bureau of Standards, IITRI Project J 6367 final report, (1976).
- /65/ Yokoi, S.: Study of the Prevention of Fire-Spread caused by Hot Upward Current, Report No. 34, Building Research Institute, Japanese Government, (1960).
- /66/ Yokoi, S.: Kemuri So no Kako ni tsuiteno Saikento. Saigai Kagaku Kenkyukai, Tatemono Bukai. Tokyo, (1974).
- /67/ Zukoski, E.E.: Convective Flows associated with room fires, Seminannual Progress Report, Grant No. 31892 XI, California Institute of Technology, USA, (1975).
- /68/ Zukoski, E.E.: Development of a stratified ceiling layer in the early stages of a closed-room fire. Fire Mater. 2, 54, (1978).

- /69/ Zukoski, E.E.; Kubota, T.; Cetegen, B.: Entrainment in fire plumes. Fire Safety J. 3, 107, (1980).
- /70/ Wickström, U.: A numerical Procedure for Calculating Temperature in Hollow Structures exposed to Fire, Report No. UCB FRG 77-9, Fire Res. Group, Dept. of Civ. Eng., University of Calif., Berkeley, 1977.
- /71/ Hägglund, B.,: Simulating the Smoke Filling in single Enclosures, Nat. Def. Res. Inst. Dept. 2, FOA REP. C 20513-D6, Stockholm, Sweden, 1983.